

Modelação Numérica de Processos de Conformação Plástica de Chapas

Caraterização Mecânica e Previsão de Retorno Elástico

Rui Ricardo Loureiro Amaral

Dissertação do MIEM

Orientador: Professor Abel Dias dos Santos



**Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica**

Julho 2013

Aos meus pais, irmão e namorada

Agradecimentos

Ao Professor Doutor **Abel Dias dos Santos** exprimo a minha sincera gratidão pelo apoio, disponibilidade e orientação incondicional, na oportunidade concedida de trabalhar na área científica, no decorrer desta dissertação. O seu espírito crítico foi fundamental para a consistência e coerência do presente texto desta dissertação.

Aos meus pais, irmão e namorada, quero exprimir os meus profundos agradecimentos, pelo seu incentivo e apoio incondicional, que sempre estiveram presentes e permitiram concluir com sucesso este longo percurso.

Resumo

A crescente complexidade dos produtos presentes no mercado, aliada à sua constante redução dos ciclos de desenvolvimento, fez com que os processos tecnológicos de conformação plástica de chapas metálicas passassem a ser frequentemente utilizados em diversas áreas da indústria. Com a tendência para a utilização de matérias mais resistentes e por sua vez, mais leves, colocaram-se em cima da mesa novos desafios ao processo de conformação plástica de chapas metálicas. Com estes novos desafios, o desenvolvimento de ferramentas numéricas continua a ter um grande crescimento, tal como os modelos matemáticos que caracterizam o comportamento das chapas metálicas no processo de conformação.

A presente dissertação de mestrado pretende dar um contributo no desenvolvimento de tais ferramentas numéricas, com base nos resultados experimentais realizados.

Foi aplicado o uso da simulação numérica a exemplos propostos, foram feitos estudos de análise de sensibilidades, quer a variáveis numéricas, quer a variáveis inerentes ao processo. Foi tido em conta o comportamento do material e o fenómeno de retorno elástico, o qual é responsável por uma dispersão das geometrias dos componentes obtidos pelo processo de conformação plástica. As previsões com base na modelação numérica são comparadas com resultados experimentais permitindo a validação dos resultados.

A simulação numérica é adicionalmente aplicada a um caso prático industrial, fazendo o uso de uma análise tridimensional considerando dois materiais em estudo e obtendo-se resultados de previsão de defeitos (enrugamentos) ou previsões de alterações de geometria do componente após a sua retirada das ferramentas (retorno elástico).

Palavras-chave: Processo de conformação Plástica, Simulação Numérica, Método dos Elementos Finitos, Previsão de Retorno Elástico

Numerical Modelling of Sheet Metal Forming Processes

Mechanical Characterization and Springback Prediction

Abstract

The increasing complexity of products on the market, combined with its steady reduction in development cycles, has made technological processes of sheet metal forming process commonly used in many areas of industry. With the trend towards the use of higher strength materials, which in turn should be lighter, created challenges to sheet metal forming processes. These new challenges created the need for development of numerical tools and mathematical models allowing a better modelling of this fabrication processes.

The present dissertation aims to have a contribution in the development of such numerical tools, based on performed available experimental results.

Numerical simulations were performed taking into account the behaviour of the materials under study and the springback phenomenon, responsible for dispersion of part shapes. The predictions were compared with experimental results in order to validate the numerical models featured.

The numerical simulation is also applied to an industrial component, using 3D analysis and two different steel sheets. Obtained results include prediction of wrinkling behaviour and springback.

Keywords: Sheet Metal Forming Processes, Numerical simulation, Finite Element Method, Springback Prediction

Índice

Capítulo 1 - Introdução	1
1.1 <i>Objetivos da dissertação</i>	1
1.2 <i>Enquadramento.....</i>	2
1.3 <i>Processo de conformação plástica - Embutidura</i>	3
1.3.1 Retorno elástico	5
1.3.2 Estratégias de previsão - Subida do punção vs remoção das ferramentas.....	7
1.3.2.1 Variáveis da simulação numérica	8
1.4 <i>Estrutura.....</i>	9
Capítulo 2 - Materiais metálicos e modelação do seu comportamento mecânico	11
2.1 <i>Materiais metálicos.....</i>	11
2.1.1 Ligas de magnésio (AZ31B).....	11
2.2 <i>Leis de evolução</i>	15
2.2.1 Lei de Swift	16
2.2.2 Lei de Voce	16
2.2.3 Lei de Johnson-Cook.....	17
2.2.4 Lei de Gavrus	18
2.3 <i>Critérios de plasticidade anisotrópicos.....</i>	19
2.3.1 Critério de Hill (1948, 1979, 1990, 1993)	20
2.3.2 Critério de Barlat (Yld89, Yld91, Yld94, Yld96, Yld2000-2d)	24
2.3.3 Cazacu e Barlat (2004).....	27
2.3.4 Cazacu (2006)	28
Capítulo 3 - Flexão cilíndrica livre (Unconstrained Cylindrical Bending).....	29
3.1 <i>Descrição do ensaio.....</i>	29
3.2 <i>Caraterização da liga de magnésio AZ31 (Johnson-Cook)</i>	32
3.2.1 Estudos realizados (Modelação 2D)	33
3.2.1.1 Resultados da análise 2D (Abaqus/Explicit).....	36
3.2.1.2 Resultados da análise 2D (Abaqus/Standard)	54
3.2.1.3 Conclusões	58
3.3 <i>Resultados experimentais e caraterização do material</i>	59

3.3.1 Estudos realizados (Modelação 2D).....	65
3.3.1.1 Resultados da análise 2D (<i>Abaqus/Standard</i>).....	65
3.3.2 Estudos realizados (Modelação tridimensional – elementos sólidos).....	67
3.3.2.1 Resultados da análise tridimensional com elementos sólidos (<i>Abaqus/Explicit</i>) ...	71
3.3.3 Estudos realizados (Modelação tridimensional – elementos casca)	75
3.3.3.1 Resultados da análise tridimensional com elementos casca (<i>Abaqus/Standard</i>) ..	76
Experimental	78
Experimental	82
3.3.4 Conclusões	86
Capítulo 4 - Aplicação a um caso industrial.....	89
4.1 Introdução	89
4.2 Geometria da ferramenta	90
4.3 Descrição do processo	91
4.4 Caracterização do material.....	92
4.5 Análise Tridimensional.....	95
4.5.1 Resultados da análise tridimensional (Material DX51).....	98
4.5.1.1 Retorno elástico da chapa metálica (Springback – Material DX51).....	101
4.5.2 Resultados da Análise Tridimensional (Material DX53).....	103
4.5.2.1 Retorno elástico da chapa metálica (Springback – Material DX53).....	106
4.6 Conclusões	108
Capítulo 5 - Considerações finais.....	111
5.1 Conclusões	111
5.2 Perspetivas de trabalhos futuros.....	113
Capítulo 6 - Referências e Bibliografia	115
ANEXOS	121
Anexo A Geometria das ferramentas do ensaio de flexão cilíndrica livre	123
Anexo B Valores da equação de Swift para os materiais DX51 e DX53.....	127

Índice de Figuras

Figura 1.1 : Fases de embutidura (Santos 2005).	4
Figura 1.2: Esquema do processo de retorno elástico (Santos 1993).	7
Figura 2.1: Evolução do desenvolvimento das ligas de magnésio (Lou 2007).	12
Figura 2.2: Mecanismos de deformação principal em cristais de magnésio ativos, à temperatura ambiente (a, b e c) e ativados termicamente (d, e) (Beausir 2009).	13
Figura 2.3: Esquema da orientação dos grãos na direção de laminagem (RD).	14
Figura 2.4: Cargas cíclicas aplicadas à chapa da liga AZ31B (Lou 2007).	15
Figura 3.1: Geometria da ferramenta e chapa do ensaio de flexão cilíndrica livre.	29
Figura 3.2 : Definição da variação geométrica devida ao retorno elástico na flxão cilíndrica livre.	31
Figura 3.3: Caracterização analítica por Johnson-Cook da liga AZ31.	32
Figura 3.4: Localização dos pontos na chapa para o cálculo do retorno elástico.	34
Figura 3.5: Exemplos de malha utilizadas na chapa.	35
Figura 3.6: Modelo utilizado na simulação numérica.	35
Figura 3.7 : Esquema da estratégia utilizada na simulação numérica.	37
Figura 3.8: Variação da força do punção com o seu deslocamento para diferentes malhas.	38
Figura 3.9: Detalhe do contato entre a chapa e a matriz na simulação numérica. a) malha E20C4; b) malha E40C4; c) malha E80C4.	39
Figura 3.10: Ângulo da chapa antes do retorno elástico com a variação do deslocamento do punção para diferentes malhas.	41
Figura 3.11: Deformações presentes no fim do deslocamento do punção para a malha E80C4.	42
Figura 3.12: Retorno elástico da chapa com o deslocamento do punção para diferentes malhas.	43
Figura 3.13: Variação da geometria após retorno elástico da simulação numérica. a) malha E40C2; b) malha E40C3; c) malha E40C4.	44
Figura 3.14: Variação da geometria após retorno elástico da simulação numérica. a) malha E40C2; b) malha E40C3; c) malha E40C4.	45
Figura 3.15: Retorno elástico da chapa com a variação do deslocamento do punção para diferentes malhas.	47
Figura 3.16: Evolução do retorno elástico com a variação do <i>damping factor</i>	49
Figura 3.17: Diferença de retorno elástico para valores de $2E-4$ (em cima) e de $2E-7$ (em baixo) no <i>damping factor</i>	50
Figura 3.18: Variação da força do punção com o seu deslocamento para diferentes malhas.	51
Figura 3.19: Comparação entre a energia cinética e a energia interna para a malha E40C8.	52
Figura 3.20: Comparação da força do punção para diferentes velocidades para a malha E40C8.	53
Figura 3.21: Comparação da força do punção para os diferentes deslocamentos.	54
Figura 3.22: Comparação da força do punção para diferentes malhas de elementos finitos.	56
Figura 3.23: Ângulo da chapa após retorno elástico para a malha E40C8.	57
Figura 3.24: Comparação da variação do retorno elástico para os dois módulos de análise.	58
Figura 3.25: Geometria e dimensões dos provetes do ensaio de tração.	59

Figura 3.26: Provetes após ensaio de tração à temperatura de 25 °C (à esquerda) e à temperatura de 100 °C (à direita).....	60
Figura 3.27: Ensaio tração da liga AZ31B.....	60
Figura 3.28: Caracterização analítica pela lei de Swift (AZ31).	61
Figura 3.29: Caracterização analítica pela lei de Voce (AZ31).	62
Figura 3.30: Comparação entre a curva experimental e as caracterizações analíticas por Swift e Voce.	62
Figura 3.31: Deslocamento do punção de 15 mm. a) Geometria após o deslocamento do punção; b) Geometria após retorno elástico.	63
Figura 3.32: Deslocamento do punção de 24 mm. a) Geometria após o deslocamento do punção; b) Geometria após retorno elástico.	63
Figura 3.33: Comparação da força do punção com o seu deslocamento para as diferentes larguras do provete.	64
Figura 3.34: Etapas da simulação numérica.	65
Figura 3.35: Comparação da força do punção para os diferentes deslocamentos.	66
Figura 3.36: Ângulo da chapa após retorno elástico para a malha E40C8.	67
Figura 3.37: Modelo tridimensional com elementos sólidos discretizado.	68
Figura 3.38: Exemplos de malha utilizadas na chapa para as diferentes larguras.	69
Figura 3.39: Variação da força do punção com o seu deslocamento para diferentes larguras.	72
Figura 3.40: Variação de retorno elástico com o deslocamento do punção para as diferentes larguras da chapa.....	73
Figura 3.41: Comparação da deformação na parte central para as diferentes larguras.	74
Figura 3.42: Modelo numérica com chapa do tipo casca discretizado.	75
Figura 3.43: Variação da força do punção com o seu deslocamento para diferentes larguras.	77
Figura 3.44: Comparação do ângulo de retorno elástico da simulação numérica com o experimental.....	78
Figura 3.45: Variação da força do punção com o seu deslocamento utilizando o <i>stress differential</i> para diferentes larguras.	80
Figura 3.46: Comparação da força do punção com a utilização ou não de <i>stress differential</i>	81
Figura 3.47: Comparação do ângulo de retorno elástico da simulação numérica com o experimental.....	82
Figura 3.48: Comparação do ângulo da chapa para a utilização do <i>stress differential</i> para as diferentes larguras.	83
Figura 3.49: Esquema das tensões presentes ao longo da conformação e após a retirada das ferramentas. ..	84
Figura 3.50: Contorno de tensões para o lado exterior da chapa.	85
Figura 3.51: Contorno de tensões para o lado interior da chapa.	85
Figura 3.52: Trajetória dos pontos de integração ao longo da simulação numérica.	86
Figura 4.1: Geometria da antena parabólica.	89
Figura 4.2: Coordenadas do perfil da antena parabólica.	90
Figura 4.3: Componentes da ferramenta da antena parabólica.	91
Figura 4.4: Etapas fundamentais do processo de conformação plástica do componente parabólico.	92
Figura 4.5: Caracterização analítica pela lei de Swift (DX51).	93
Figura 4.6: Caracterização analítica pela lei de Swift (DX53).	94

Figura 4.7: Comparação da caracterização analítica pela lei de Swift do DX51 e DX53.	94
Figura 4.8: Partições da chapa metálica.	95
Figura 4.9: Detalhe da discretização presente na malha da chapa metálica.	96
Figura 4.10: Conjunto das ferramentas.	97
Figura 4.11: Detalhe da geometria do perfil lateral da antena.	97
Figura 4.12: Aproximação da matriz à chapa.	99
Figura 4.13: Conformação da aba periférica.	100
Figura 4.14: Chapa metálica antes de ser removida da ferramenta.	101
Figura 4.15: Chapa metálica após ser removida da ferramenta.	101
Figura 4.16: Comparação da chapa metálica antes e depois da remoção.	102
Figura 4.17: Retorno elástico da análise tridimensional.	102
Figura 4.18: Pormenor do retorno elástico da análise tridimensional na zona do perfil da copa.	103
Figura 4.19: Aproximação da matriz à chapa.	104
Figura 4.20: Conformação da aba periférica.	105
Figura 4.21: Chapa metálica antes de ser removida da ferramenta.	106
Figura 4.22: Chapa metálica após ser removida da ferramenta.	107
Figura 4.23: Comparação da chapa metálica antes e depois da remoção.	107
Figura 4.24: Retorno elástico da análise tridimensional.	108
Figura 4.25: Pormenor do retorno elástico da análise tridimensional na zona do perfil da antena.	108

Índice de Tabelas

Tabela 3.1: Dimensões das ferramentas utilizadas no ensaio.....	30
Tabela 3.2: Parâmetros usados na equação de Johnson-Cook.	32
Tabela 3.3: Propriedades mecânicas da liga AZ31.	32
Tabela 3.4: Critério de refinamento de malha usado no modelo numérico.....	33
Tabela 3.5: Características numéricas das malhas de elementos finitos utilizadas na simulação do ensaio. ...	34
Tabela 3.6: Número de elementos finitos das ferramentas.da simulação numérica.	34
Tabela 3.7: Tempos de cálculo para os diferentes tipos de elementos finitos utilizados no ensaio de flexão cilíndrica livre.	36
Tabela 3.8: Tempos de cálculo para os diferentes tipos de elementos finitos utilizados no ensaio de flexão cilíndrica livre.	46
Tabela 3.9: Variação do valor de <i>damping factor</i>	48
Tabela 3.10: Tempos de cálculo Velocidades do punção para a malha E40C8 usadas e corresponde tempo de computação.....	53
Tabela 3.11: Tempo de cálculo para a malha utilizada no ensaio de flexão cilíndrica livre.	54
Tabela 3.12: Tempos de simulação para as diferentes malhas de elementos finitos.	55
Tabela 3.13: Resumo das condições do ensaio de tração.	59
Tabela 3.14: Parâmetros das leis de encruamento.	61
Tabela 3.15: Condições experimentais e ângulos de retorno elástico.	64
Tabela 3.16: Tempo de cálculo para a malha utilizada no ensaio de flexão cilíndrica livre.	66
Tabela 3.17: Características numéricas das malhas de elementos finitos utilizadas na modelação tridimensional	70
Tabela 3.18: Número de elementos finitos das ferramentas.da simulação numérica.	70
Tabela 3.19: Tempos de cálculo e número de elementos para as diferentes larguras da chapa utilizadas no ensaio de flexão cilíndrica livre.....	71
Tabela 3.20: Tempos de cálculo e número de elementos para as diferentes larguras da chapa utilizadas no ensaio de flexão cilíndrica livre.....	76
Tabela 3.21: Parâmetros usados na equação de compressão	78
Tabela 3.22: Parâmetros de rigidez de corte transversal.....	79
Tabela 3.23: Tempos de cálculo para as diferentes larguras da chapa utilizando o <i>stress differential</i>	79
Tabela 4.1: Propriedades dos materiais utilizados na simulação.	92
Tabela 4.2: Parâmetros da lei de Swift dos materiais utilizados.....	93
Tabela 4.3: Números de elementos que constituem cada partição da chapa.	96
Tabela 4.4: Número de elementos que constituem cada ferramenta.....	98

Capítulo 1 - Introdução

1.1 Objetivos da dissertação

A capacidade de prever o comportamento de um material durante a operação de conformação plástica, utilizando a simulação numérica, tem um forte e importante interesse tecnológico.

A simulação numérica é atualmente uma fonte de antevisão de resultados, à qual devemos dedicar toda a nossa atenção, uma vez que permite detetar e prevenir eventuais erros e/ou aperfeiçoamentos do processo.

A presente dissertação realizada tem como base o desenvolvimento de aptidões na área da simulação numérica de processos tecnológicos, particularmente no processo de conformação plástica de chapas metálicas, aplicando o Método dos Elementos Finitos (MEF) na sua modelação. Para tal, recorre-se a um programa de análise por elementos finitos, mais concretamente, o *software* ABAQUS™.

Assim, de uma forma genérica, a presente dissertação visa:

- caraterização mecânica de materiais, modelos constitutivos e obtenção do parâmetros correspondentes;
- o estudo de um *benchmark* experimental na área da conformação plástica, e sua simulação numérica, com ênfase na caraterização e previsão do retorno elástico (*springback*) de um componente;
- o estudo das distintas formulações de elementos finitos (elementos sólidos ou casca) disponíveis no ABAQUS™ com metodologias de integração diferentes (integração reduzida e integração completa), conduzindo à utilização em processos de conformação plástica de chapas metálicas dos vários elementos;
- a aplicação da simulação numérica a um caso prático industrial, através da utilização do software de elementos finitos, ABAQUS™.

A análise dos resultados numéricos terá em conta a influência da discretização da malha ao longo da espessura, largura e no plano, tal como a da alteração dos parâmetros de entrada dos modelos na previsão das alterações geométricas mencionados anteriormente.

1.2 Enquadramento

Os processos tecnológicos de conformação dos metais por deformação plástica têm constituído um vasto domínio de investigação extremamente ativo, sendo correntemente utilizados numa ampla diversidade de áreas industriais, tais como a indústria automóvel, naval, elétrica e eletrónica, de elementos domésticos e decorativos, de utensílios alimentares, a indústria aeronáutica e aeroespacial, de cutelaria e relojoaria, entre outros sectores (Santos 2005). Este tipo de produto é onnipresente no nosso quotidiano.

Tais processos permitem a obtenção de peças mecânicas, com cadências de produção elevadas e utilização praticamente integral da matéria-prima. O sucesso de uma determinada operação tecnológica depende de vários parâmetros, exemplo disso, é a geometria pretendida, propriedades do material, condições inerentes ao processo, entre outras.

De todas as técnicas de conformação por deformação plástica dos metais, a embutidura é um processo largamente difundido, particularmente no sector da indústria automóvel, sendo responsável por grandes volumes de produção, assim como a uma grande variedade de componentes embutidos (Santos 2005).

Porém, com a crescente complexidade de geometrias dos produtos conformados e a introdução de novos materiais, que tem ocorrido nos últimos anos, parecem comprometer a necessária redução dos ciclos de projeto-fabrico, visto que, a crescente redução do tempo de vida útil dos produtos requer um rápido desenvolvimento, bem como económico e de elevada qualidade, exigindo um elevada flexibilidade para alterações de geometria imposta a esses produtos.

Em geral, são necessários numerosos, onerosos e demorados ciclos de tentativa – erro entre as fases de conceção e produto final, sendo essenciais o conhecimento e a experiência anteriores, no que diz respeito ao processo tecnológico, à geometria do produto e ao material a conformar.

Tipicamente, nem só os ciclos são onerosos, também as ferramentas-protótipo o são, pois o consumo de tempo e a ocupação de equipamentos necessários à produção aumentam os custos de desenvolvimento comprometendo a necessária redução de tais ciclos.

Sendo assim, a adoção de ciclos virtuais ou numéricos (experimentação numérica), tende a reduzir esse número de ciclos da experimentação laboratorial. Tal fato deve-se à maior

interatividade entre as fases de conceção e projeto dos componente e das ferramentas de conformação, usando para isso a simulação numérica.

A simulação numérica de processos de conformação plástica vem assumindo nos tempos que decorrem um papel fundamental na redução dos tempos de desenvolvimento, bem como a introdução de novos materiais.

Para o efeito, a Conceção Assistida por Computador (*CAD – Computer Aided Design*) e Fabricação Assistida por Computador (*CAM – Computer Aided Manufacturing*) abriu uma nova perspectiva de estudos e a sua crescente utilização tem levantado novos desafios e exigências ao nível do desenvolvimento de ferramentas numéricas, possibilitando uma maior interatividade entre as fases de conceção e projeto dos componentes e das ferramentas de conformação.

A introdução nas maiores indústrias de transformação do *CAD/CAM* sob a forma de uma ferramenta produtiva e eficaz, permite um desenvolvimento importante nesta área.

1.3 Processo de conformação plástica - Embutidura

A embutidura é um processo tecnológico industrial de conformação plástica com elevado interesse, pelas cadências de produção elevadas, pelas características mecânicas finais das peças obtidas e pela precisão dimensional conseguida.

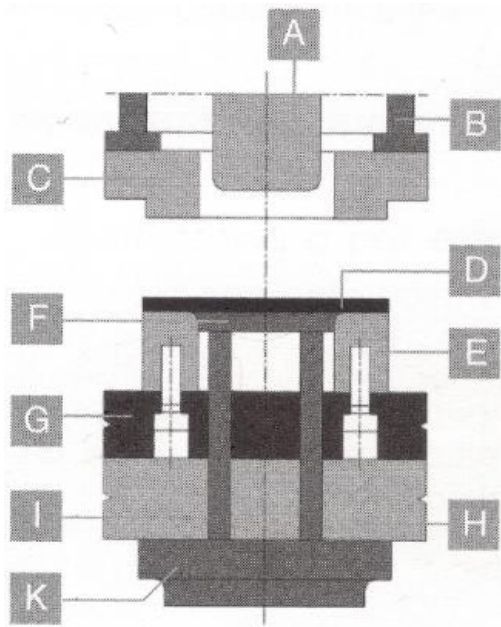
O êxito das operações de embutidura depende fundamentalmente de condições operatórias e características do material. Consiste na transformação de uma chapa plana em um objeto tridimensional, através da imposição da deformação plástica (Wenner 2005).

Este tipo de processo pode proporcionar uma grande variedade de peças mecânicas de superfície não gerada ou não planificável. A tecnologia de embutidura metálica apresenta uma grande variedade de variantes no que respeita aos meios utilizados para a produção de uma determinada peça. Os critérios de seleção do tipo de processo a utilizar dependem de inúmeros parâmetros, tais como a geometria da peça pretendida, a sua qualidade desejada, o volume de produção prevista, etc (Santos 2005).

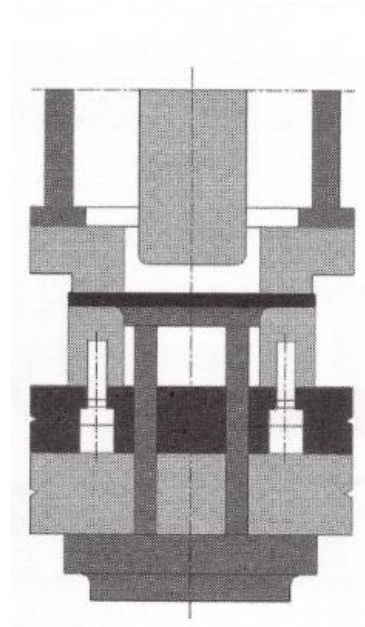
O processo de embutidura de chapas metálicas tem em consideração diversos fatores de natureza mecânica das quais dependem o sucesso da operação, tais como a forma e as dimensões da peça, a máquina de conformação, a forma e dimensão das ferramentas (punção e matrizes) e as condições de lubrificação que se relacionam com o atrito entre ferramentas e a chapa (Bresciani 1997).

Estes fatores influenciam diretamente os estados de deformação e tensão ao longo do processo e, conseqüentemente, a obtenção de uma peça final sem defeitos.

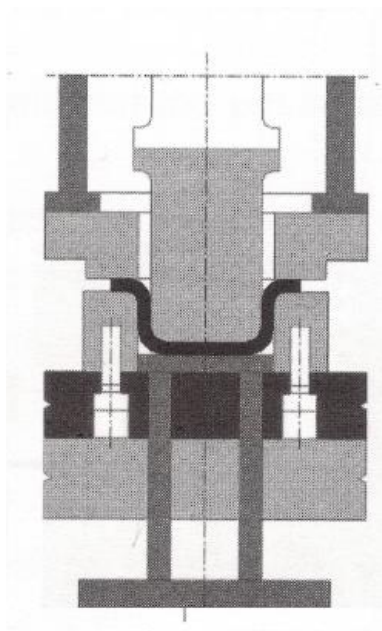
De um modo geral, o processo de embutidura envolve 3 elementos essenciais: punção, matriz e cerra-chapas. Na Figura 1.1 mostram-se as principais etapas da operação de embutidura, geralmente, constituída por 4 fases de execução.



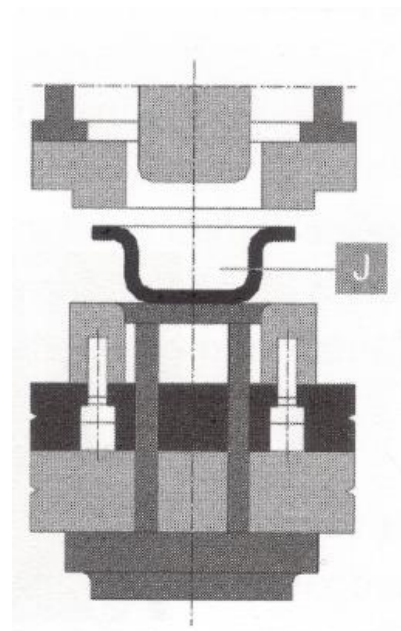
Fase 1



Fase 2



Fase 3



Fase 4

A	Punção	E	Matriz	I	Cavilhas da almofada
B	Correção do cerra-chapas	F	Almofada ou ejeto	J	Peça Embutida
C	Cerra-chapas	G	Base da ferramenta	K	Prato da almofada
D	Chapa/Esboço	H	Mesa da prensa		

Figura 1.1 : Fases de embutidura (Santos 2005).

Inicialmente, parte-se de uma chapa metálica previamente cortada e designada por esboço (fase 1), de seguida efetua-se a descida do cerra-chapas e consequente bloqueio do esboço (fase 2).

Na terceira etapa ocorre o deslocamento do punção que deforma e penetra a chapa no interior da matriz até se atingir a forma pretendida (fase 3 - etapa de conformação) e por último a subida do punção e do cerra-chapas e consequente extração da peça (fase 4).

O cerra-chapas comprime e planifica os bordos do esboço, durante o processo de embutidura, impedindo a formação de rugas, entre outros defeitos, permitindo o controlo do processo. Os dois modos principais de deformação em embutidura, extensão e expansão, dependem diretamente da ação do cerra-chapas (Santos 2005).

1.3.1 Retorno elástico

O retorno elástico é um dos principais fatores que influencia a geometria do produto final, que se não for corretamente controlado, pode afetar a precisão tendo como consequência a qualidade do produto.

Este é um fenómeno que ocorre após a conformação plástica e posteriormente a remoção das forças aplicadas às ferramentas, dependendo da conjugação e/ou interação de um grande número de fatores:

- propriedades mecânicas dos materiais;
- geometria das ferramentas;
- níveis e distribuição das tensões e deformações;
- parâmetros do processo (pressão do cerra-chapas, lubrificação, etc.).

A simulação do retorno elástico não só depende das condições de conformação (contacto, atrito e geometria das ferramentas) mas também da escolha do modelo constitutivo aplicado ao material e da implementação numérica no programa de elementos finitos, tamanho do elemento, tipo de elemento e pontos de integração ao longo da espessura e no plano (Kinzel 2001, Taherizadeh 2009).

Estando os prazos das entregas cada vez mais curtos, aliada à crescente utilização de materiais de alta resistência, a simulação do retorno elástico na conformação plástica de chapas metálicas

tornou-se um aspeto fundamental para uma melhor conceção de ferramentas e otimização dos processos a ele ligado (Wagoner 2007).

Por conseguinte, a mudança da geometria do produto final provocada pelo retorno elástico, traz consigo inúmeros problemas.

Os métodos tradicionais de tentativa e erro são caros e demorados, enquanto uma abordagem empírica, baseada em ligeiros ajustes para o retorno elástico, geralmente não se aplica a geometrias complexas e/ou a materiais cujo seu comportamento mecânico não é totalmente conhecido (Levy 1984).

Contudo, é preciso ter em conta o impacto económico em termos de atraso na produção, revisão e rejeição de peças devido a este desvio geométrico.

A previsão do retorno elástico é uma questão muito relevante na indústria, relativamente aos processos de conformação de chapas metálicas. Pode ser obtido de duas maneiras diferentes, uma faz utilização das ferramentas, outra utiliza forças equivalentes para a recuperação elástica.

Como se pode ver na Figura 1.2, o cálculo do retorno elástico sem o uso de ferramentas considera no início forças como condição de fronteira para os nós que estejam em contato com as ferramentas até à última etapa do processo de conformação. O retorno elástico cessa após essa forças se anularem.

No segundo método utilizado, o retorno elástico ocorre segundo a operação de descarregamento da indústria, logo a simulação ocorre como o processo de conformação plástica, cujo punção após a conformação inverte o seu movimento até que não existam nós em contato com as ferramentas.

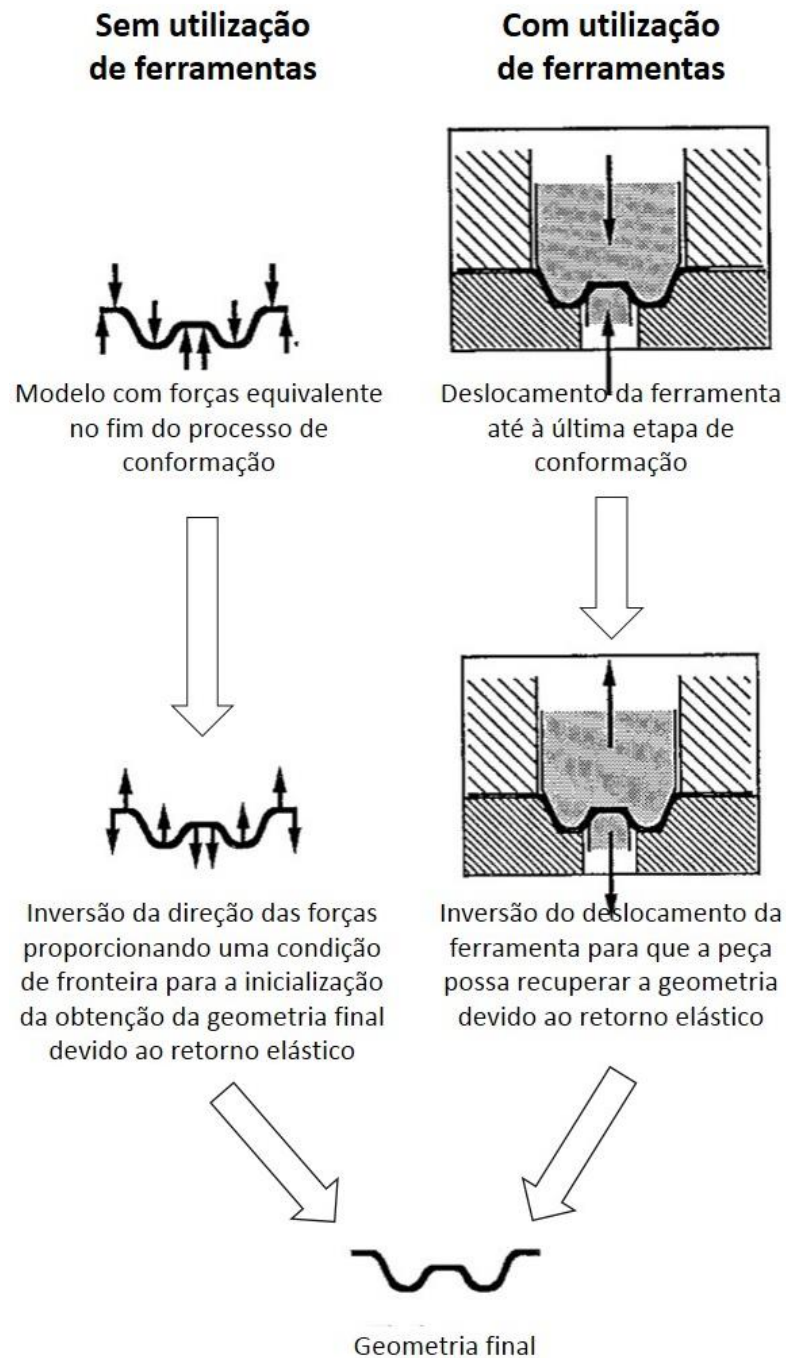


Figura 1.2: Esquema do processo de retorno elástico (Santos 1993).

1.3.2 Estratégias de previsão - Subida do punção vs remoção das ferramentas

Nesta dissertação foram usados dois métodos possíveis de analisar o retorno elástico de uma chapa metálica, uma com a remoção das ferramentas da análise (punção e matriz) e outra com a descida e subida do punção, permitindo o retorno elástico da chapa metálica.

O primeiro método utiliza os dois módulos de análise do *Abaqus*, o *Abaqus/Explicit* e o *Abaqus/Standard*.

O *Abaqus/Explicit* realiza as análises através de uma formulação explícita, adequado a problemas de curta duração e de carregamentos dinâmicos, tais como o impacto balístico.

O *Abaqus/Standard* efetua as simulações recorrendo a uma análise quase estática implícita, sendo adequado a estudos como estática, térmica, elétrica, etc.

Inicialmente, o *Abaqus/Explicit* foi o módulo utilizado, realizando a simulação do processo de conformação plástica (descida do punção), passando posteriormente para o *Abaqus/Standard*, que utiliza dados obtidos do módulo anterior importados, permitindo desta forma a remoção do retorno elástico.

No segundo método de análise é utilizado unicamente o módulo *Abaqus/Standard*, onde são obtidos os valores dos resultados da descida do punção e seguidamente da subida do mesmo, onde se processa o retorno elástico da chapa metálica.

Em suma, para se obter o retorno elástico é utilizado o módulo de análise *Abaqus/Standard*, quer num ou no outro método.

1.3.2.1 Variáveis da simulação numérica

Para garantir resultados com uma certa precisão do fenómeno de retorno elástico no processo de conformação plástica de chapas metálicas, é necessário minimizar os erros na modelação numérica.

Para tal, vários aspetos podem ser referidos para obter uma boa previsão de retorno elástico.

Modelos dinâmicos explícitos ou modelos estáticos implícitos podem ser usados na análise do retorno elástico. Contudo, adaptações do modelo para que este estabilize a sua convergência na utilização do modelo estático implícito ou a redução do tempo de simulação do modelo dinâmico explícito, devem ser aplicadas com o maior dos cuidados.

Para uma simulação implícita do retorno elástico, é recomendado usar o método de cálculo direto, de maneira a descobrir a solução do sistema global de equações. Um método iterativo também poderá ser utilizado, no caso de limitações de memória.

A remoção das ferramentas gradualmente é recomendada, ao invés da perda instantânea de contato, isto devido às forças presentes de contato. O componente por sua vez, durante o processo da retirada das ferramentas, poderá sofrer uma plastificação adicional.

O fator de amortecimento (*damping factor*) deve ser tido em consideração, analisando qual a sua influência nos resultados obtidos. Este fator varia de material para material, assim como para cada tipo de modelo, tal fato indica que não se poderá ter como base um determinado valor.

O tipo de contato presente na simulação representa um papel importante.

A caracterização do material é um ponto-chave na simulação numérica. É benéfico que o modelo seja baseado em resultados experimentais em que sejam obtidas características do material bem definidas de múltiplos ensaios.

O modelo deverá ser capaz de descrever o comportamento do material para uma determinada solicitação, assim como descrever o seu comportamento durante a fase de remoção das ferramentas e por conseguinte retorno elástico.

1.4 Estrutura

Esta dissertação pretende aplicar o método dos elementos finitos na simulação numérica do processo de conformação plástica de chapas metálicas, recorrendo ao programa de análise *Abaqus*TM.

Para além do presente capítulo (Capítulo 1), onde se faz uma breve introdução à simulação numérica e ao processo de conformação plástica de chapas metálicas, esta dissertação é constituída por mais 3 capítulos, excluindo o Capítulo 5 – Considerações Finais. Apresentam-se estratégias para a obtenção do retorno elástico de chapas metálicas na simulação numéricas, assim como variáveis inerentes à simulação e ao processo de conformação plástica de chapas metálicas.

No capítulo 2 faz-se uma breve descrição dos materiais usados em estudo, bem como a respetiva caracterização mecânica, fazendo uso das leis de evolução conhecidas, referindo ainda os critérios de plasticidade anisotrópicos mais importantes.

No capítulo 3 são apresentados resultados numéricos fazendo uso de um *benchmark* vocacionado para a previsão do retorno elástico, utilizando as estratégias consideradas no capítulo 1. São constituídas comparações com os resultados experimentais e numéricos, com o objetivo da validação destes últimos, após a respetiva caracterização do material. Ao longo do capítulo são feitos estudos da influência da discretização da malha nos resultados obtidos.

O capítulo 4 apresenta resultados numéricos da aplicação a um caso prático industrial da simulação numérica, com o objetivo de determinar e prever defeitos típicos que ocorram em peças metálicas obtidas pelo processo de conformação plásticas.

No capítulo 5 apresentam-se as principais conclusões da presente dissertação e algumas perspectivas de trabalhos futuros.

Capítulo 2 - Materiais metálicos e modelação do seu comportamento mecânico

2.1 Materiais metálicos

Na presente dissertação vão ser analisados dois tipos de materiais metálicos, uma liga de magnésio (AZ31B) com o ensaio *Unconstrained Cylindrical Bending*, flexão cilíndrica livre (Numisheet 2002) e duas ligas de aço (DX51 e DX53) na aplicação da simulação numérica a um caso prático da indústria.

2.1.1 Ligas de magnésio (AZ31B)

Atualmente a redução de peso, mantendo os requisitos funcionais é um dos principais objetivos da indústria, seja na aplicação do setor automóvel, eletrodomésticos, aviões. A constante procura na redução do consumo de combustível, redução do peso e os estragos ambientais, torna as ligas de magnésio um material mais competitivo, dispensando os materiais mais vulgarmente utilizados.

As ligas de magnésio têm uma densidade $\frac{2}{3}$ das ligas de alumínio e $\frac{1}{4}$ das ligas de aço (Kleiner 2003) e uma excelente resistência e rigidez específica, alta capacidade de amortecimento e elevada capacidade de reciclagem (Yang 2008).

Com base nestas propriedades e requisitos combinatórios, a pesquisa e desenvolvimento de ligas de magnésio aumentaram esmagadoramente para a aplicação industrial durante as últimas duas décadas. Em termos de diferença no processo, as ligas de magnésio podem ser divididas em ligas de magnésio fundido e ligas de magnésio forjado.

Também podem ser classificadas pelos elementos de liga adicionais, tais como séries de AZ (Mg-Al-Zn), série ZK (Mg-Zn-Zr), série AM (Mg-Al-Mn), etc (Yang 2008).

Comparando com as ligas de magnésio fundido, as ligas de magnésio forjado têm uma perspectiva mais promissora de aplicação, é por isso que as pesquisas estão cada vez mais atraindo a atenção das ligas de magnésio forjado,

Nos dias que decorrem, o estudo das ligas de magnésio está focado em melhorar a sua resistência, ductilidade e resistência à fluência. Na Figura 2.1 está a relação entre os vários tipos de liga e os requisitos anteriormente referidos.

A liga de magnésio AZ31 que contém 3% de alumínio e 1% de zinco, é o material mais vulgarmente usado na indústria, sendo considerada a liga de magnésio mais adequada para o processo de embutidura, no presente (Kaiser 2003).

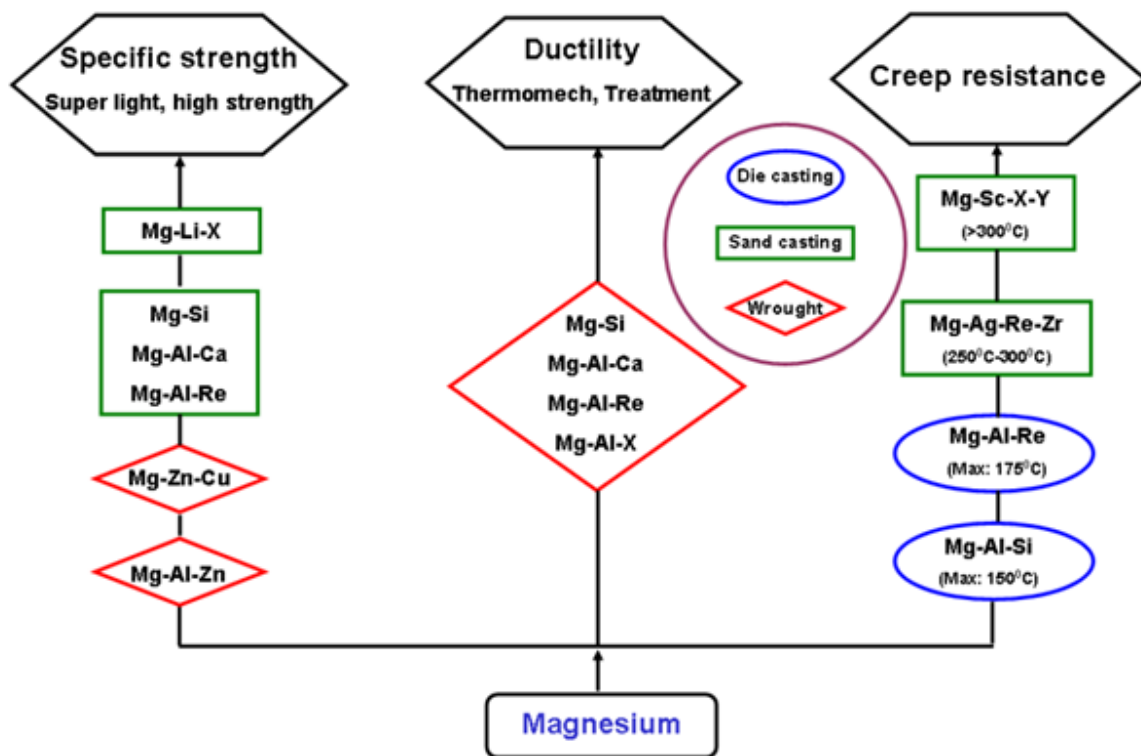


Figura 2.1: Evolução do desenvolvimento das ligas de magnésio (Lou 2007).

As ligas de magnésio têm uma estrutura cristalina hexagonal compacta (HC). Portanto, apenas um número limitado de sistemas de deslizamento estão disponíveis para acomodar a deformação plástica.

De acordo com o critério de von Mises-Taylor (Lou 2007), pelo menos, cinco sistemas de deslizamento independentes são necessárias para acomodar a deformação homogênea dos materiais policristalinos.

À temperatura ambiente, as ligas de magnésio têm apenas quatro sistemas de deslizamento independentes, sendo a restante deformação dada por maclagem, *twinning* (Koike 2003).

Os diferentes sistemas de deslizamento em materiais HC estão ilustrados na Figura 2.2.

Com o aumento da temperatura novos planos de deslizamento são ativados. Isso explica a clara melhoria da ductilidade a temperaturas elevadas.

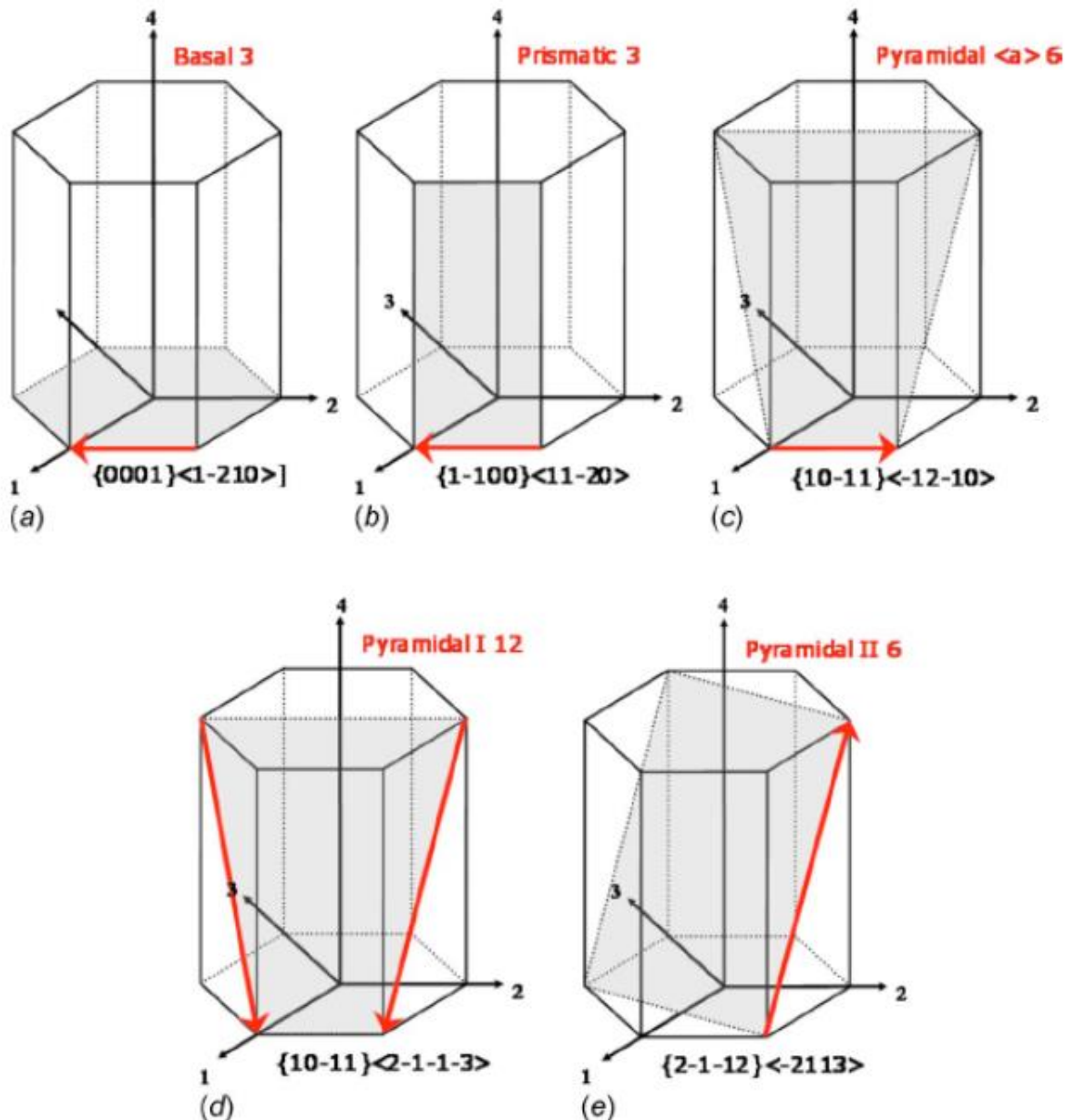


Figura 2.2: Mecanismos de deformação principal em cristais de magnésio ativos, à temperatura ambiente (a, b e c) e ativados termicamente (d, e) (Beausir 2009).

Apenas alguns mecanismos de deslizamento estão disponíveis para acomodar a deformação, pois o comportamento das ligas de magnésio é fortemente dependente da orientação dos seus grãos, definindo assim a sua textura (Styczynski 2004, Jeong 2007).

A evolução da disposição dos grãos do magnésio depende da deformação aplicada ao material, assim, o material laminado terá uma textura diferente do que ser for obtido por extrusão ou por fundição. A Figura 2.3 ilustra a orientação dos grãos na direção de laminagem (RD).

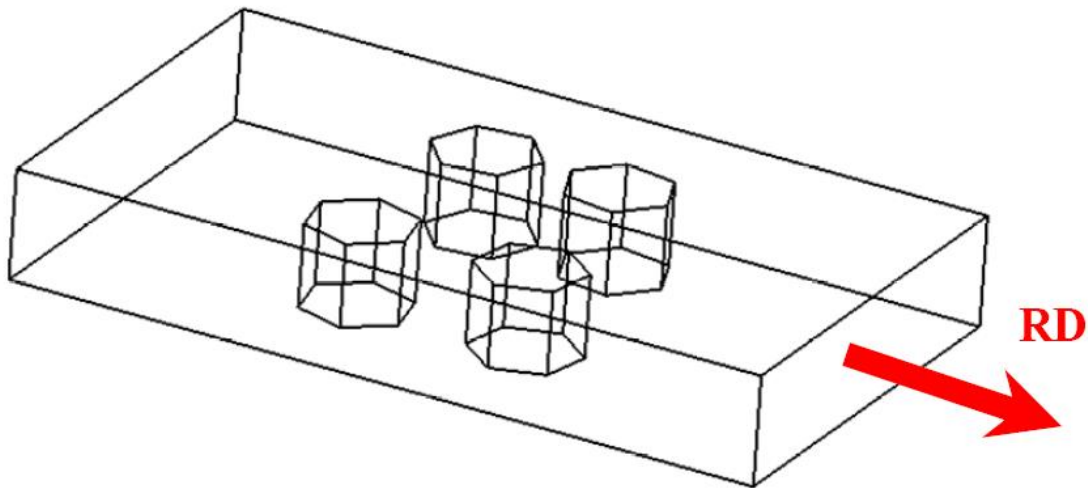


Figura 2.3: Esquema da orientação dos grãos na direção de laminagem (RD).

Esta orientação dos grãos nas ligas de magnésio cria uma forte assimetria no comportamento do material entre a tração no plano e a compressão.

Esta assimetria deve-se à maclagem, que à semelhança da deformação através do modo *martensitic shear*, é um mecanismo de corte direcional, isto é, as tensões de corte segundo uma direção podem provocar maclagem, ao inverso das tensões de corte na direção contrária.

Este fenómeno resulta então em tensões limite de elasticidade diferentes quando o material está sujeito à tração ou à compressão, fenómeno denominado de *stress differential*, implicando que as superfícies de plasticidade sejam não simétricas em relação à condição de tensão nula.

Na Figura 2.4 podem ser observados os resultados obtidos para cargas cíclicas aplicadas à liga de magnésio AZ31B.

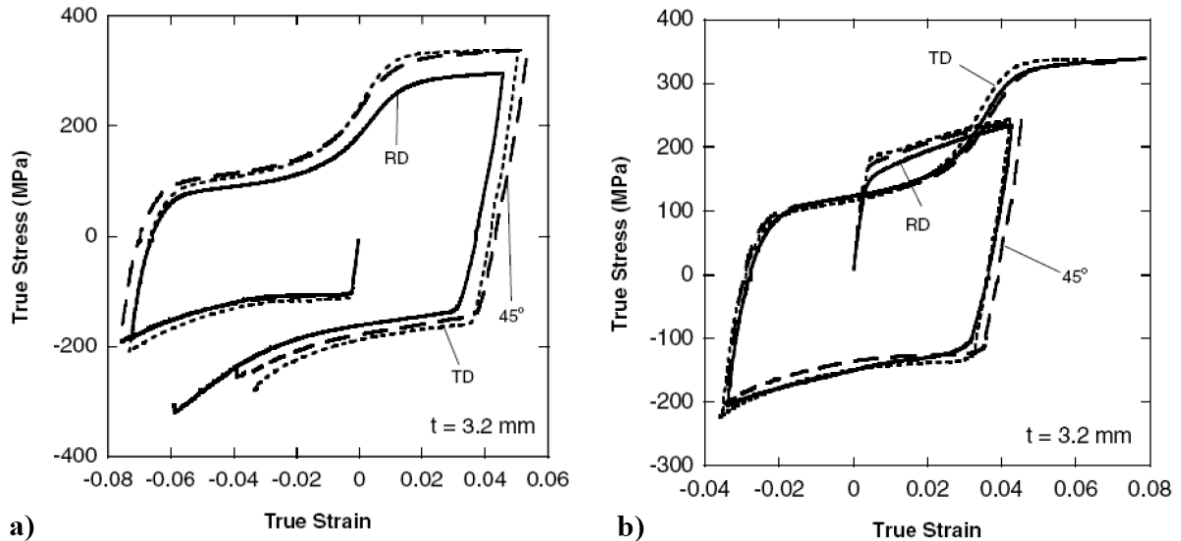


Figura 2.4: Cargas cíclicas aplicadas à chapa da liga AZ31B (Lou 2007).

Na Figura 2.4 a) a carga cíclica começa com compressão e na Figura 2.4 b) a carga cíclica começa com tensão. É possível observar a forte assimetria entre a tração e a compressão. A parte da tração apresenta uma curvatura côncava voltada para baixo, enquanto a compressão tem uma curvatura côncava voltada para cima. A forma da curva de compressão deve-se ao aparecimento de ocorrência de maclagem.

A curva da tensão de compressão tem a forma de um S, que é causada por um processo inverso à maclagem (untwinning).

Além disso o *stress-differential*, mostra também uma forte anisotropia no plano da chapa, devido às orientações dos grãos induzidas pelo processo de laminagem (Lou 2007).

Portanto, o comportamento da liga de magnésio AZ31 só pode ser determinado depois de um dado processo de formação, a que corresponde a uma textura particular do material.

2.2 Leis de evolução

O encruamento traduz-se numa expansão uniforme da superfície de plasticidade mantendo-se inalterada a posição do seu centro, sendo associado a um critério de plasticidade através do potencial plástico.

As leis de encruamento regem a evolução da dimensão da superfície de plasticidade caracterizada pela tensão equivalente σ_Y , em função da evolução das variáveis internas do material.

Entre as diferentes leis de encruamento propostas por vários autores destacam-se as seguintes (Alves 2003):

- Ludwik, em 1909,
- Prager, em 1938,
- Hollomon, em 1944,
- Swift, em 1947,
- Voce, em 1948,
- Johnson-Cook, em 1983,
- Gavrus, em 1996.

2.2.1 Lei de Swift

A lei de Swift é a mais adequada para descrever o comportamento dos materiais que exibam encruamento isotrópico sem saturação. A equação seguinte traduz a lei de Swift:

$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (2.1)$$

Os valores de K, n e ε_0 representam constantes do material enquanto que σ e ε são os valores representativos da tensão e deformação, respetivamente.

Baseado em resultados experimentais conclui-se que a lei de Swift descreve melhor o comportamento mecânico para aços do que para as ligas de alumínio.

2.2.2 Lei de Voce

A lei de Voce é mais apropriada para descrever o comportamento de materiais que exibam encruamento isotrópico com saturação. A equação seguinte traduz a lei de Voce:

$$\sigma = A - B \cdot \exp(-C\varepsilon)^n \quad (2.2)$$

As constantes do material, A, B e C, são identificadas pelo ajuste da curva tensão/deformação dos dados experimentais, obtida no ensaio de tração uniaxial.

A nível do comportamento mecânico experimental, a lei de Voce adapta-se melhor para as ligas de alumínio do que para o aço.

2.2.3 Lei de Johnson-Cook

O modelo de Johnson-Cook foi introduzido por Johnson e Cook em 1983 (Johnson 1983).

Este é um modelo empírico que representa o efeito da extensão, da taxa de deformação e da temperatura sobre a tensão. A formulação matemática deste modelo pode ser vista na equação seguinte:

$$\sigma = (A + B\varepsilon_p^n) * (1 + C * \ln\dot{\varepsilon}^*) * (1 - T^{*m}) \quad (2.3)$$

Na equação anterior, σ é a tensão real, ε_p é a extensão real, $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação e T^* é a forma homologa da temperatura, definida na equação (2.4).

$$T^* = \frac{T - T_{ref}}{T_{fusão} - T_{ref}} \quad (2.4)$$

Os parâmetros A , B , n , C e m são constantes do material e devem ser determinadas experimentalmente. $\dot{\varepsilon}^*$ é a taxa de deformação adimensional definida na equação (2.5), em que ε_0 é uma taxa de deformação de referência, que permite uma equação adimensional no logaritmo natural e permite unidades de tempo diferentes na simulação de elementos finitos, sem modificar outras constantes do material.

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \quad (2.5)$$

O modelo de Johnson-Cook baseia-se numa relação de endurecimento do termo relacionado com a tensão real com a extensão real, o primeiro termo da equação (2.3) e os parâmetros A , B e n do material. A relação da *power law* é então escalonada pelos segundo e terceiro termos do modelo, tendo em conta o aumento da tensão à medida que a taxa de deformação aumenta, e a sua diminuição quando a temperatura aumenta. O parâmetro C do material controla a sensibilidade da taxa de deformação logarítmica, enquanto m descreve o amaciamento exponencial térmico.

2.2.4 Lei de Gavrus

A lei de Gavrus inclui um termo de amaciamento, sendo um método disponível para descrever o fenómeno de amaciamento na conformação plástica de chapas (Gavrus 1996), como o caso das ligas de magnésio. A equação que precede descreve esse método:

$$\sigma = K \frac{\partial \varepsilon^m}{\partial t} \quad (2.6)$$

$$K = (1 - W)K_{enc} + WxK_{sat} \quad (2.7)$$

Onde K_{enc} é o termo de encruamento, K_{sat} é o termo de saturação, W é o termo de amaciamento.

As chapas da liga de magnésio têm mostrado claramente uma característica de amaciamento, mas a fase de saturação não é evidente. Assim, o termo de saturação presente na equação não foi considerado.

O fenómeno de amaciamento é diferente a diferentes temperaturas, de modo que os polinómios de que dependem da temperatura foram utilizados na função da suavização. A equação do endurecimento por deformação e a equação do amaciamento são expressas como se segue:

$$K_{enc} = k(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n * \exp\left(\frac{\beta}{T}\right) \quad (2.8)$$

$$W = 1 - \exp(-r * \varepsilon) \quad (2.9)$$

$$r = r_0 + r_1 * T \quad (2.10)$$

Finalmente, a lei de Gavrus pode escrita da seguinte forma:

$$\sigma = k(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n * \exp\left(\frac{\beta}{T}\right) * \exp[-(r_0 + r_1 * T) * \varepsilon] * \dot{\varepsilon}^{(m_0 + m_1 * T)} \quad (2.11)$$

2.3 Critérios de plasticidade anisotrópicos

Alguns materiais apresentam propriedades mecânicas que dependem da direção da solicitação aplicada. Estes materiais são designados por materiais anisotrópicos.

Esta anisotropia é influenciada por diversos fatores, tais como o teor de elementos de liga presentes, a estrutura cristalográfica, os tratamentos térmicos e mecânicos a que o material foi previamente submetido.

Se o material for inicialmente isotrópico, quando se deforma plasticamente e consequente aparecimento de direções privilegiadas, o material vai-se tornando progressivamente anisotrópico.

Os critérios de plasticidade anisotrópicos foram sucessivamente inseridos por diversos autores, destacando-se os mais relevantes como Hill (1948, 1979, 1990 e 1993), Baasani (1977), Barlat (1989, 1991, 1997 e 2000), e mais recentemente Cazacu & Barlat (2001).

Os critérios de plasticidade acima referidos consideram que o início da deformação plástica ocorre para os mesmos níveis de tensão equivalente tanto para a tração como para a compressão.

Esta suposição, é válida para materiais cuja sua estrutura seja cúbica (CCC e CFC). Tal fato, deve-se à consideração de que a deformação plástica ocorre apenas por deslocação dos planos de escorregamento.

Nos materiais de estrutura hexagonal compacta, como referido anteriormente, a deformação plástica ocorre através do movimento dos planos de escorregamento e também por maclagem.

Por exemplo, em chapas de ligas de magnésio a maclagem não é ativada por tração segundo qualquer direção no plano, sendo no entanto facilmente ativada por compressão (Banabic 2010). Devido à direccionalidade da maclagem, materiais de estrutura hexagonal compacta demonstram, a baixos níveis de deformação, um *stress differential* muito pronunciado, tendo geralmente uma resistência à compressão muito inferior à resistência à tração (Hosford 1993, Grilo 2011).

Quando os níveis de deformação são elevados, a deformação por maclagem diminui, reduzindo-se o efeito do *stress differential*.

Os critérios de plasticidade acima enunciados não permitem a descrição do efeito de “*stress differential*”, pelo que não descrevem corretamente o comportamento de materiais de estrutura hexagonal compacta. Esses critérios são assim aplicáveis a materiais de estrutura cúbica (CFC ou CCC), tais como o aço e o alumínio, e suas ligas, cuja deformação plástica ocorre apenas

através da deslocação dos planos de escorregamento. Exemplos de materiais de estrutura hexagonal compacta são o magnésio e o titânio, e respetivas ligas (Sheng. H. Wu 2013).

2.3.1 Critério de Hill (1948, 1979, 1990, 1993)

Em 1948, Hill introduziu uma generalização do critério quadrático isotrópico de von Mises para os materiais anisotrópicos ortotrópicos (Hill 1948). Quando os eixos do sistema de coordenadas coincide com os eixos de ortotropia, o critério de cedência é dado pela seguinte equação:

$$F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2(L\sigma_{yz}^2 + M\sigma_{xz}^2 + N\sigma_{xy}^2) = Y^2 \quad (2.12)$$

em que F, G, H, L, M e N são os parâmetros anisotrópicos do critério de Hill 1948.

O critério de Hill pode ainda ser escrito em notação indicial da seguinte forma:

$$M_{ijkl}\sigma_{ij}\sigma_{kl} = Y^2 \quad (2.13)$$

sendo M um tensor de 4ª ordem que possui os parâmetros de anisotropia de Hill 48, com as seguintes restrições:

$$\begin{cases} M_{ijkl} = M_{jikl} = M_{klij} \\ M_{ijkl} = 0 \end{cases} \quad (2.14)$$

A última restrição garante a condição de independência da deformação plástica em relação à tensão hidrostática.

O tensor de 2ª ordem das tensões σ pode-se representar por um pseudo-vetor de 6 componentes, por se tratar um tensor simétrico.

O vetor é então constituído por:

$$\sigma = [\sigma_1 \ \sigma_2 \ \sigma_3 \ \sigma_4 \ \sigma_5 \ \sigma_6] \quad (2.15)$$

em que,

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \sigma_{xx} \\ \sigma_2 &= \sigma_{yy} \\ \sigma_3 &= \sigma_{zz} \\ \sigma_4 &= \sigma_{yz} \\ \sigma_5 &= \sigma_{xz} \\ \sigma_6 &= \sigma_{xy} \end{aligned} \quad [2.16]$$

Seguindo a mesma analogia, o tensor de 4ª ordem M dos parâmetros do critério de Hill 1948 pode ser representado por um tensor de 2ª ordem de dimensão 6x6 (Alves 2003).

Adotada uma representação pseudo-vetorial, o critério de Hill 1948 pode então ser reescrito na seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} : \begin{bmatrix} G+H & -H & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & F+H & -F & 0 & 0 & 0 \\ -G & -F & F+G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2N \end{bmatrix} : \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \sigma_Y^2 \quad (2.17)$$

Os 6 parâmetros da anisotropia de Hill 1948 necessários ao critério (F, G, H, L, M e N), podem ser simplesmente determinados apenas a partir de 3 ensaios de tração uniaxial, respetivamente a 0°, 45° e 90°, segundo a direção de laminagem (RD), a partir das seguintes equações:

$$\begin{aligned} F &= \frac{H}{r_{90}}; \quad G = \frac{1}{r_0 + 1}; \quad H = r_0 * G \\ L = M &= 1.5; \quad N = \frac{1}{2} * \frac{(r_0 + r_{90})(2r_{45} + 1)}{r_{90}(r_0 + 1)} \end{aligned} \quad (2.18)$$

sendo r_0 , r_{45} e r_{90} os coeficientes de anisotropia respetivos. Estes coeficientes r_θ são dados pela equação (2.19)

$$r_\theta = \frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{33}} = -\frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}} \quad (2.19)$$

em que ε_{11} , ε_{22} e ε_{33} correspondem às deformações segundo as direções longitudinal, transversal e normal do provete do ensaio de tração uniaxial, em que θ representa o ângulo relativamente à direção de laminagem.

Para materiais isotrópicos, Hill demonstrou que os coeficientes de anisotropia satisfazem a seguinte condição

$$L = M = N = 3F = 3G = 3H = \frac{3}{2\sigma_Y^2} \quad (2.20)$$

O critério de plasticidade de Hill 1948 tem sido largamente utilizado na simulação de processos de conformação plástica de chapas pelo método dos elementos finitos ao longo dos anos, já que é bem aceite teoricamente mas também descreve adequadamente a anisotropia inicial das chapas, aplicando-se a um estado de tensão genérico e conduz a relações lineares entre as tensões e as deformações (Alves 2003, Teixeira 2005).

A sua utilização tem verificado resultados com a maior exatidão para certos materiais e texturas, ajustando-se especialmente aos aços (Vial C. 1983).

Este critério traduz melhor o comportamento dos materiais metálicos quando estes apresentam um valor médio dos coeficientes de anisotropia \bar{r} superior a 1, sendo:

$$\bar{r} = \frac{1}{4}(r_0 + 2r_{45} + r_{90}) \quad (2.21)$$

Contudo este critério apresenta maus resultados para outro tipo de materiais, no caso das ligas de alumínio, onde geralmente, r é inferior a 1.

Porém, Hill propôs um novo critério de cedência, Hill 1979 (Hill 1979), não quadrático e de expoente a não inteiro, dado pela equação

$$F|\sigma_{yy} - \sigma_{zz}|^a + G|\sigma_{zz} - \sigma_{xx}|^a + H|\sigma_{xx} - \sigma_{yy}|^a + A|2\sigma_{xx} - \sigma_{yy} - \sigma_{zz}|^a + B|2\sigma_{yy} - \sigma_{zz} - \sigma_{xx}|^a + C|2\sigma_{zz} - \sigma_{xx} - \sigma_{yy}|^a = Y^2 \quad (2.22)$$

onde F, G, H, A, B e C são os parâmetros de anisotropia deste critério de cedência.

Desta forma, a principal vantagem deste critério é o maior rigor, comparativamente ao critério Hill 48, com que consegue descrever a plasticidade na proximidade de estados de tensão associados à tração biaxial, em particular nas ligas de alumínio. Contudo pelo facto de não considerar as componentes de corte do tensor das tensões, constitui uma limitação deste critério necessitando que os eixos de ortotropia e as direcções principais de tensão devam estar sobrepostas.

Para o cálculo do parâmetro a na equação anterior Bressan propôs uma relação empírica, cujo parâmetro assume um valor não inferior superior a 1, necessário para garantir a condição de convexidade (Hill 1979)

$$a = 1.14 + 0.86\bar{r} \quad (2.23)$$

o que sugere a existência de uma relação intrínseca entre o parâmetro a e os coeficientes de anisotropia. Esta equação é válida para valores de r inferiores a 0.8, mas para valores superiores a 0.8, a relação deixa de ser linear e o cálculo do parâmetro a é realizado com o recurso a resultados experimentais de ensaios de caracterização mecânica.

O critério de Hill 1979, como referido anteriormente tem uma limitação e para a superar, Hill propôs um novo critério (Hill 1990). O critério de cedência de Hill em 1990 é uma extensão do

critério de Hill 1979 que supera a sua limitação de coaxialidade entre os eixos de anisotropia e as direções principais de tensão (Grilo 2011).

Contudo este novo critério é apenas definido para estados planos de tensão e é dado pela equação:

$$\begin{aligned} & |\sigma_1 + \sigma_2|^a + \frac{\sigma_b^a}{\tau^a} |\sigma_1 + \sigma_2|^a \\ & + |\sigma_1^2 + \sigma_2^2|^{\frac{a}{2}-1} [-2A(\sigma_1^2 + \sigma_2^2) + B(\sigma_1 - \sigma_2)^2 \cos(2\beta)] \\ & = (2\sigma_b)^2 \end{aligned} \quad (2.24)$$

na qual β é o ângulo definido pelos eixos de ortotropia e pelas direções principais de tensão, σ_b é a tensão limite de elasticidade biaxial obtida a partir do ensaio de tração biaxial, A e B são dois coeficientes de anisotropia e τ é a tensão limite de elasticidade de corte puro.

O parâmetro a pode ser obtido através da seguinte equação:

$$\left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_{45}}\right)^a = 2(1 + r_{45}) \quad (2.25)$$

Os parâmetros A e B são identificados a partir dos coeficientes de anisotropia r_0 , r_{45} e r_{90} , determinados nas três direções (0°, 45° e 90°) da direção de laminagem, respetivamente.

Em 1993, Hill sugeriu outro critério de plasticidade anisotrópico (Hill 1993), adequado a materiais que apresentem propriedades mecânicas particulares, tais como $\sigma_0 = \sigma_{90}$ e $r_0 \neq r_{90}$ ou $\sigma_0 \neq \sigma_{90}$ e $r_0 = r_{90}$, sendo dado pela equação:

$$\frac{\sigma_{xx}^2}{\sigma_0^2} - C \frac{\sigma_{zz}\sigma_{yy}}{\sigma_0\sigma_{90}} + \frac{\sigma_{yy}^2}{\sigma_{90}^2} + \left[(A + B) - \frac{A\sigma_{zz} + B\sigma_{yy}}{\sigma_b} \right] \frac{\sigma_{zz}\sigma_{yy}}{\sigma_0\sigma_{90}} = 1 \quad (2.26)$$

Os três parâmetros deste critério, A, B e C, podem ser obtidos a partir das equações fornecidas por Hill, sendo necessário dispor dos dados experimentais relativos ao ensaio de tração uniaxial a 0° e 90° da direção laminagem e biaxial.

A desvantagem deste critério é a ausência dos termos do tensor das tensões associadas tanto ao corte com à direção normal à chapa, limitando assim o domínio da aplicação de critério ao estado plano de tensões., devendo os eixos de ortotropia e as direções principais de tensão ser coaxiais., tal como no critério de Hill 1979.

O critério de Hill1948, do ponto de vista da simulação tridimensional do processo de conformação plástica de chapas metálicas, é o critério mais adequado para a modelação dos materiais. Contudo as limitações dos restantes ao nível da sua aplicação, quer apenas a estados planos de tensão (Hill 1990 e Hill 1993), quer às direções possíveis de carregamento (Hill 1979 e Hill 1993), torna-os menos interessantes nesta área.(Alves 2003)

2.3.2 Critério de Barlat (Yld89, Yld91, Yld94, Yld96, Yld2000-2d)

Barlat propôs critérios de cedência que são válidos apenas para o estado plano de tensões, com a exceção do critério Yld91 (Barlat 1991).

O critério de cedência Yld89, proposto por Barlat e Lian (Barlat 1989), restringe-se à modelação da anisotropia associada ao estado plano de tensão, constituindo o princípio do critério Yld91, pois ambos fazem uso do mesmo tipo de abordagem. O critério Yld89 é dado pela seguinte equação:

$$A|K_1 + K_2|^a + A|K_1 - K_2|^a + (2 - A)|2K_2|^a = 2Y^a \quad (2.27)$$

sendo K_1 e K_2 as tensões principais do tensor desviador e Y a tensão limite de elasticidade em tração uniaxial, podendo ser obtidas a partir de uma transformação do tensor das tensões

$$K_1 = \frac{(\sigma_{xx} + h\sigma_{yy})}{2} \quad e \quad K_2 = \sqrt{\left[\frac{(\sigma_{xx} - h\sigma_{yy})}{2}\right]^2 + (p\sigma_{zy})^2} \quad (2.28)$$

Barlat e Lian descrevem quais os procedimentos experimentais para a determinação dos 4 parâmetros de anisotropia, A , h , p e a (Barlat 1991).

O critério Yld91 é uma extensão do critério isotrópico de Hosford, sendo por isso um critério de cedência de 6 componentes, utilizado desta forma, a materiais que apresentam anisotropia ortotrópica. Este critério faz uso dos valores principais do tensor das tensões s , definido por uma transformação linear L do tensor das tensões efetivo, tal que:

$$s = L: (\sigma - X) \quad (2.29)$$

onde σ é o tensor das tensões e X o tensor das tensões inversas. A formulação deste critério pode resumir-se à seguinte equação:

$$|s_2 - s_1|^a + |s_2 - s_3|^a + |s_1 - s_3|^a = 2Y^a \quad (2.30)$$

sendo s_1 , s_2 e s_3 as tensões principais do tensor das tensões desviador e Y a tensão limite de elasticidade em tração uniaxial. O parâmetro a está essencialmente associado à estrutura cristalina do material e pode assumir qualquer valor real superior a 1. Contudo, se for inferior à unidade, a superfície de cedência deixa de respeitar a convexidade (Teixeira 2005).

No limite, se o seu valor for aumentado para o infinito, é obtido o critério isotrópico proposto por Tresca. No entanto, os valores comuns são 6 e 8 para materiais de estrutura cúbica de corpo centrado (CCC) e materiais de estrutura cúbica de face centrada (CFC), respetivamente (Habraken 2004).

A principal vantagem deste critério reside na sua capacidade de evidenciar o efeito das tensões de corte sobre a configuração da superfície de plasticidade (Teixeira 2005).

O critério Yld94 (Barlat 1997) proposto por Barlat é uma evolução do critério Yld91 e tem como objetivo a modelação com rigor do comportamento das ligas de alumínio, pois até agora nenhum critério de cedência proposto conseguia passar esta dificuldade. É dado pela seguinte equação:

$$\alpha_1 |s_2 - s_1|^a + \alpha_2 |s_2 - s_3|^a + \alpha_3 |s_1 - s_3|^a = 2Y^a \quad (2.31)$$

Sendo a o coeficiente do material que apenas afeta a superfície de plasticidade isotropicamente e s_1 , s_2 e s_3 as tensões principais do tensor s , obtido por

$$s = L : \sigma \quad (2.32)$$

O tensor L pode ser descrito pseudo-vetorialmente segundo a convenção de Voigt por:

$$L_{|6 \times 6} = \begin{bmatrix} \frac{c_2 + c_3}{3} & -\frac{c_3}{3} & -\frac{c_2}{3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{c_3}{3} & \frac{c_1 + c_3}{3} & -\frac{c_1}{3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{c_2}{3} & -\frac{c_1}{3} & \frac{c_1 + c_2}{3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_6 \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

em que c_i , com $i = 1, \dots, 6$, são os coeficientes que descrevem a anisotropia do material.

Os coeficientes α_i são dados por

$$\alpha_i = \alpha_x p_{1i}^2 + \alpha_y p_{2i}^2 + \alpha_z p_{3i}^2 \quad (2.34)$$

em que p_{ji} são as componente do tensor de transformação p , entre os eixos de anisotropia e as direções principais do tensor s .

O conjunto de α_x , α_y e α_z com os parâmetros c_i , com $i = 1, \dots, 6$, do tensor L , são os coeficientes que descrevem a anisotropia do material.

Este critério de cedência Yld94 na sua formulação generalização, equação (2.31), necessita da determinação dos valores e dos vetores próprios do tensor s , não existindo a prova matemática da sua convexidade (Barlat 1997, Grilo 2011).

Com vista a uma melhoria na descrição da superfície de cedência, Barlat propôs um novo critério (Barlat 1997), em que visa a variação do parâmetro α_i ($i=x,y,z$) com β_j ($j=1,2,3$), sendo este o ângulo definido entre a direção de laminagem e a direção associada ao vetor próprio de s_1 ou s_3 (o maior destes em valor absoluto).

Pode-se então escrever que:

$$\begin{aligned}\alpha_x &= \alpha_{x0} \cos^2(2\beta_1) + \alpha_{x1} \sin^2(2\beta_1) \\ \alpha_y &= \alpha_{y0} \cos^2(2\beta_2) + \alpha_{y1} \sin^2(2\beta_2) \\ \alpha_z &= \alpha_{z0} \cos^2(2\beta_3) + \alpha_{z1} \sin^2(2\beta_3)\end{aligned}\tag{2.35}$$

Os ângulos β_j são dados por:

$$\begin{aligned}\cos^2(\beta_1) &= \begin{cases} Y.1 & \text{se } |s_1| \geq |s_3| \\ Y.3 & \text{se } |s_1| \leq |s_3| \end{cases} \\ \cos^2(\beta_2) &= \begin{cases} Z.1 & \text{se } |s_1| \geq |s_3| \\ Z.3 & \text{se } |s_1| \leq |s_3| \end{cases} \\ \cos^2(\beta_3) &= \begin{cases} X.1 & \text{se } |s_1| \geq |s_3| \\ X.3 & \text{se } |s_1| \leq |s_3| \end{cases}\end{aligned}\tag{2.36}$$

A equação geral do critério de cedência de Yld96 é então formulado pelas equações (2.40), (2.43) e (2.44).

Este critério, para além de ainda não ser provada a sua convexidade aquando da sua aplicação a estados de tensão multiaxiais, apresenta como desvantagens as formulações analíticas complexas das suas derivadas, causando para estados de tensão triaxiais a ocorrência de problemas numéricos (Alves 2003).

De modo a introduzir mais coeficientes de anisotropia, o critério Yld2000-2d (Barlat 2004) usa duas transformações lineares, que estão associadas a dois critérios de plasticidade isotrópicos.

Este critério pode ser definido por:

$$\phi = \phi^{(1)} + \phi^{(2)} \quad (2.37)$$

com

$$\phi^{(1)} = |s_1^{(1)} - s_2^{(1)}|^a \text{ e } \phi^{(2)} = |2s_2^{(2)} + s_1^{(2)}|^a + |2s_1^{(2)} + s_2^{(2)}|^a \quad (2.38)$$

onde $s_1^{(i)}$ e $s_2^{(i)}$ são as tensões principais do tensor $s^{(i)}$, com $i=1,2$.

Tendo em conta que são necessários apenas 7 parâmetros para tomar em consideração, simultaneamente, os valores de σ_0 , σ_{45} , σ_{90} , r_0 , r_{45} , r_{90} e σ_b , sendo este último a tensão limite de elasticidade em tração biaxial. Contudo Barlat constatou, apesar do critério possuir uma formulação matemática mais simples do que a proposta no critério Yld96, o critério Yld2000-2d possui a incapacidade de não prever corretamente os coeficientes de anisotropia r para ângulos de solitação diferentes de 0° , 45° e 90° em relação à direção de laminagem, verificando assim a necessidade de critérios que apresentem mais coeficientes de anisotropia (Barlat 2004).

2.3.3 Cazacu e Barlat (2004)

Cazacu e Barlat propuseram um critério de plasticidade que permite o fenómeno anteriormente referido, o efeito de *stress differential* (Cazacu 2004), dado por:

$$(J_2)^{3/2} - cJ_3 = \tau_Y^3 \quad (2.39)$$

em que c é o parâmetro do material que reflete a diferença entre a tensão limite de elasticidade em tração e compressão. O parâmetro c pode ser calculado por:

$$c = \frac{\sqrt[3]{3}(\sigma_t^3 - \sigma_c^3)}{2(\sigma_t^3 + \sigma_c^3)} \quad (2.40)$$

onde σ_t e σ_c são as tensões limite de elasticidade em tração e compressão uniaxial, respetivamente.

2.3.4 Cazacu (2006)

Cazacu propôs um critério de plasticidade para materiais de estrutura hexagonal compacta (HC), mais adequado que o critério anterior referido (Cazacu 2006).

Este critério permite a descrição do fenómeno de *stress differential*, e é dado por:

$$(|S_1| - kS_1)^a + (|S_2| - kS_2)^a + (|S_3| - kS_3)^a = F \quad (2.41)$$

onde k é um parâmetro do material que descreve o efeito de *stress differential*, o parâmetro a é um parâmetro isotrópico, inteiro e positivo, o que permite uma maior flexibilidade deste critério, e S_1 , S_2 e S_3 as tensões principais do tensor desviador.

O parâmetro F faculta o tamanho da superfície de cedência, *locus yield*, e pode ser considerado quer constante ou com a função de manter a deformação plástica acumulada (encruamento isotrópico).

O significado físico do parâmetro do material k pode ser adquirido a partir de testes de tensão uniaxiais (Grilo 2011). Com efeito, de acordo com o critério proposto, a razão entre a tração e compressão uniaxial para o limite de elasticidade, é dada por:

$$k = \frac{1 - h}{1 + h} \quad (2.42)$$

com

$$h = \left[\frac{2^a - 2 \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_c} \right)^a}{\left(2 \frac{\sigma_t}{\sigma_c} \right)^a - 2} \right]^{1/a} \quad (2.43)$$

Para qualquer valor de a inteiro e $k=0$, não existe nenhuma diferença entre a resposta em tração ou compressão. Em particular, a convexidade deste critério de plasticidade é garantida para $a \geq 1$ e $-1 \leq k \leq 1$, exigindo que

$$2 \frac{1 - a}{a} \leq \frac{\sigma_t}{\sigma_c} \leq 2 \frac{a - 1}{a} \quad (2.44)$$

É de notar que para $a=2$ e $k=0$ este critério reduz-se ao critério de von Mises.

Capítulo 3 - Flexão cilíndrica livre (Unconstrained Cylindrical Bending)

3.1 Descrição do ensaio

O fenómeno do retorno elástico no processo de conformação plástica é um defeito que causa alterações geométricas no produto final, tal que no congresso *Numisheet '2002* foi proposto um ensaio designado por *Unconstrained Cylindrical Bending* (Numisheet 2002).

Este ensaio tem como principal objetivo destacar, investigar e isolar o fenómeno do retorno elástico.

A geometria da ferramenta utilizada neste tipo de ensaio é apresentada na Figura 3.1.

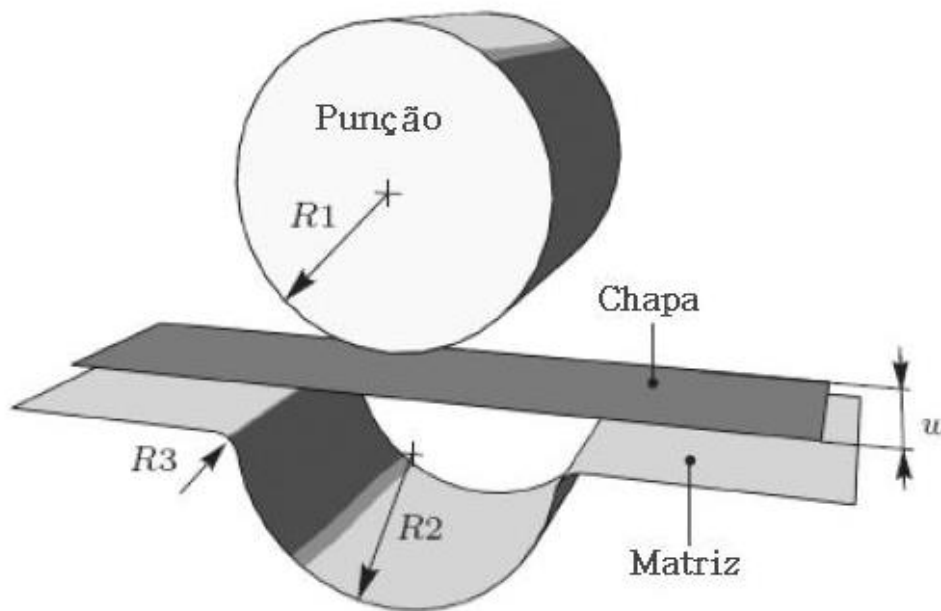


Figura 3.1: Geometria da ferramenta e chapa do ensaio de flexão cilíndrica livre.

O ensaio consiste na deformação plástica de uma chapa metálica causada por um deslocamento do punção.

O punção termina de se deslocar no instante que a matriz e o punção se tornam concêntricos, retornando à posição inicial logo de seguida, permitindo o retorno elástico (Numisheet 2002).

Contudo, tal requisito limita a utilização em termos de espessura das chapas metálicas, por forma a não haver compressão no final do ensaio.

As dimensões da ferramenta apresentadas na Figura 3.1 estão na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Dimensões das ferramentas utilizadas no ensaio.

<i>Dimensões da ferramenta [mm]</i>	
R1	23.5
R2	25
R3	4

O comprimento da chapa metálica é de 120 mm, já da matriz é de 160 mm. Tanto a matriz como o punção têm uma largura correspondente de 50 mm.

É proposta a realização de ensaios sobre provetes retirados a 0°, 45° e 90°, relativamente à direção de laminagem para o material em questão.

Porém, do ponto de vista do estudo da sensibilidade dos resultados, ao refinamento da malha, apenas é necessário estudar uma das orientações propostas. No caso das chapas existem simetrias geométricas, o que permite a simplificação do problema para apenas um quarto da configuração.

Assim, o estudo será efetuado apenas para as chapas orientadas segundo a direção de laminagem de 0°. O interesse dos estudos a 45° e 90° é essencialmente o comportamento do critério de plasticidade.

O processo de flexão cilíndrica livre decorre em duas fases:

1. Simulação do deslocamento do punção, até que este e a matriz sejam concêntricos;
2. Simulação da fase de retorno elástico, após carregamento.

Os resultados obtidos incidem sobre os valores das grandezas seguintes:

1. A evolução da força do punção com o seu deslocamento;
2. O ângulo α formado pelas abas da chapa após flexão;
3. A variação angulo $\Delta\alpha = \alpha_f - \alpha_i$ devida à recuperação elástica do material.

A definição dos ângulos α e $\Delta\alpha$ é feita na Figura 3.2. A avaliação do retorno elástico faz-se através da variação angular da configuração geométrica da chapa entre os estados correspondentes ao último instante da conformação e após recuperação elástica.

A análise desta variação é feita em pontos da chapa em que não ocorre qualquer deformação ou solicitação que ponham em causa os resultados obtidos.

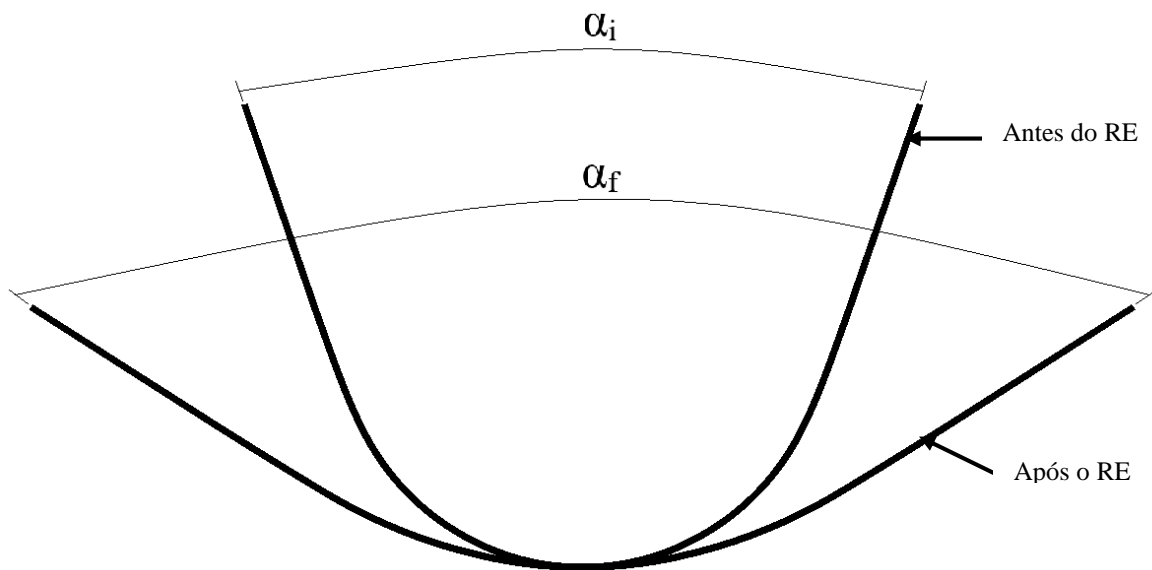


Figura 3.2 : Definição da variação geométrica devida ao retorno elástico na flxão cilíndrica livre.

3.2 Caraterização da liga de magnésio AZ31 (Johnson-Cook)

Como não existem dados experimentais do comportamento do material, utilizam-se os parâmetros calculados, segundo a lei de Johnson-Cook (secção 2.2.3 e equação(2.3) presentes na literatura (Strano 2008).

Sendo o mesmo material de estudo, para uma primeira análise e estudo da malha, o material é caraterizado com os parâmetros presentes na Tabela 3.2, inserindo-os diretamente no *Abaqus*TM.

Tabela 3.2: Parâmetros usados na equação de Johnson-Cook.

A	B	C	n	m	$T_{melting} [^{\circ}C]$	$T [^{\circ}C]$
170	412.16	0.0223	0.223	0.06943	618	25

Na Tabela 3.3 estão as restantes propriedades do material.

Tabela 3.3: Propriedades mecânicas da liga AZ31.

$E [GPa]$	ν	$\rho [g/cm^3]$
45	0.35	1.77

Para uma melhor compreensão do comportamento do material, a Figura 3.3 representa a curva tensão-extensão utilizando os parâmetros anteriormente referidos.

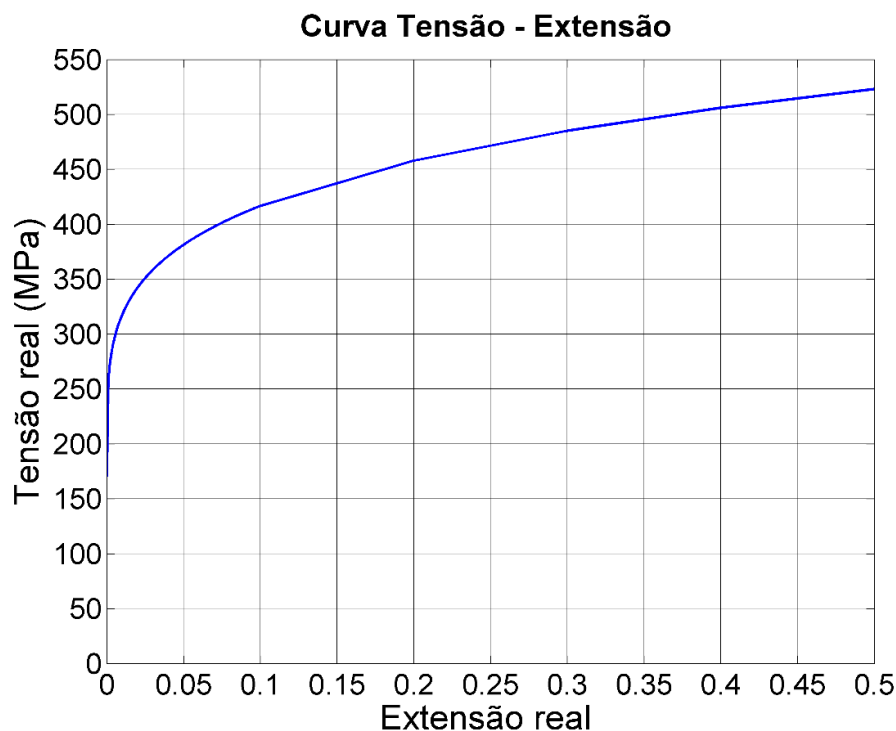


Figura 3.3: Caraterização analítica por Johnson-Cook da liga AZ31.

3.2.1 Estudos realizados (Modelação 2D)

Para a modelação 2D do ensaio de flexão cilíndrica livre têm-se em conta somente a espessura da chapa e as dimensões das ferramentas apresentadas na Tabela 3.1. Como existe um plano de simetria, só metade da análise numérica é feita, simplificando desta forma o problema.

Nas primeiras simulações, estuda-se a influência do refinamento da malha de elementos finitos nos resultados das simulações. Para tal é adotado um critério, correspondente à dimensão média dos elementos do menor raio de curvatura (4 mm, na matriz).

Sendo assim, usam-se três refinamentos relativos a esse raio, sendo eles de 50%, 25% e 12.5%, correspondendo às seguintes designações de T50, T25, T12.5, respetivamente.

Estes três refinamentos são combinados com duas, três ou quatro camadas de elementos em espessura (C2,C3,C4), conseguindo desta forma um total de 9 malhas de elementos finitos.

Contudo, como será referido posteriormente na análise tridimensional são usados vários valores para a largura da chapa.

A Tabela 3.4 mostra as principais características numéricas das malhas de elementos finitos utilizadas neste estudo correspondentes.

Tabela 3.4: Critério de refinamento de malha usado no modelo numérico.

<i>Refinamento</i>	
no comprimento	na espessura
T50	C2
	C3
	C4
T25	C2
	C3
	C4
T12.5	C2
	C3
	C4

Como para o cálculo do retorno elástico são necessários pontos, a chapa é marcada a 20 mm de cada extremidade como mostra a Figura 3.4.



Figura 3.4: Localização dos pontos na chapa para o cálculo do retorno elástico.

Desta forma só interessa refinar a parte central (restantes 80 mm), que devido à simetria passa para metade. Então o número de elementos presentes na parte central é calculado tendo em conta os refinamentos presentes na Tabela 3.4.

O número de elementos presentes nas diferentes malhas encontram-se na Tabela 3.5 e na Tabela 3.6 o número de elementos que constituem as ferramentas.

Tabela 3.5: Características numéricas das malhas de elementos finitos utilizadas na simulação do ensaio.

<i>Malha</i>	<i>Número de elementos</i>	
	no comprimento	na espessura
E20C2	20	2
E20C3		3
E20C4		4
E40C2	40	2
E40C3		3
E40C4		4
E80C2	80	2
E80C3		3
E80C4		4

Tabela 3.6: Número de elementos finitos das ferramentas da simulação numérica.

<i>Ferramenta</i>	<i>Número de elementos</i>
Punção	92
Matriz	63

Como se observa na Tabela 3.5 e a título de exemplo, para um refinamento de 50% (T50) temos 20 elementos (E20), na parte central da chapa e 2 elementos em espessura (C2), tendo a malha uma designação ‘E20C2’. Para 25% e 12.5% o número de elementos é 40 e 80, respetivamente.

A Figura 3.5 ilustra exemplos dos refinamentos utilizados ao longo do comprimento da chapa e na espessura tendo em conta os critérios anteriores.

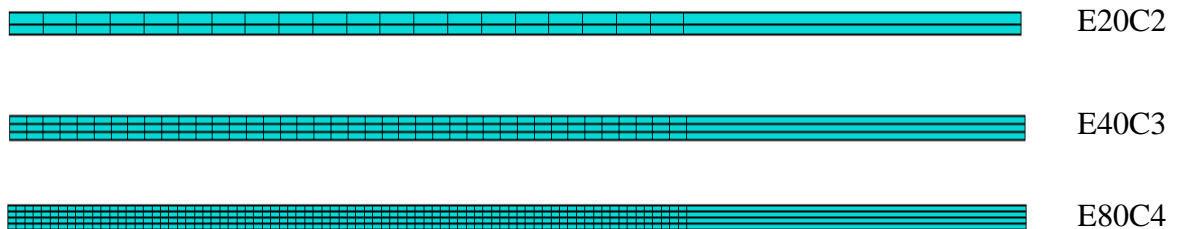


Figura 3.5: Exemplos de malha utilizadas na chapa.

O modelo utilizado para a simulação do ensaio de flexão cilíndrica livre é representado na Figura 3.6.

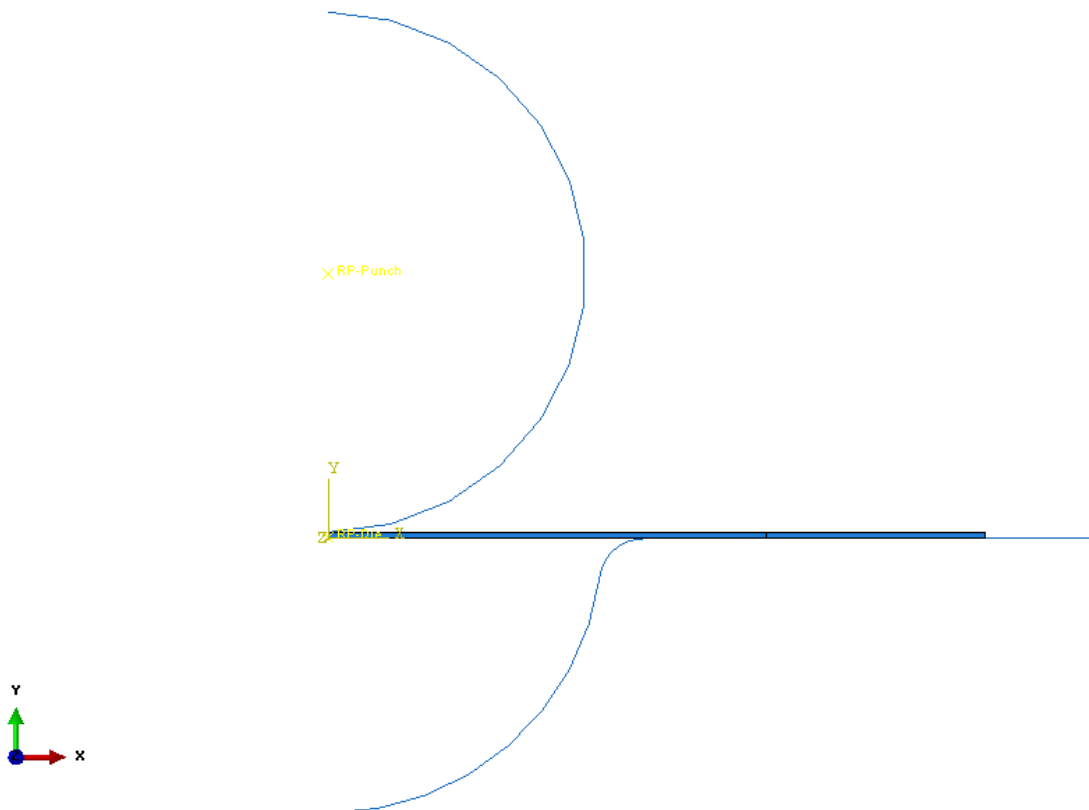


Figura 3.6: Modelo utilizado na simulação numérica.

A matriz e o punção são modelados como sendo ferramentas rígidas, logo por defeito no *software Abaqus* são “linhas rígidas”. Compostas por elementos de dois nós (R2D2).

O raio maior da matriz (R2) tem uma discretização de 50 elementos e o raio menor (R3) 12 elementos. O punção tem 92 elementos na sua discretização (raio R1). A chapa é do tipo deformável com comportamento elasto-plástico. É composto por elementos de quatro nós com integração reduzida (CPS4R). O número pelo qual é constituído depende do tipo de malha utilizado (Tabela 3.5), mas na partição definida a 20 mm da extremidade, é composto somente por um elemento em comprimento, variando depois em espessura.

As várias condições de fronteira aplicadas ao modelo são de simetria no eixo Ox , tanto para as ferramentas como para a chapa, encastramento na matriz, permissão somente do deslocamento na vertical do punção. Como descrito anteriormente, o ensaio termina quando o punção e a matriz são concêntricos, ou seja, através da aplicação de um deslocamento na vertical do punção. Para a obtenção de resultados é utilizada uma análise dinâmica-explícita utilizando o *Abaqus/Explicit*, e por fim para comparação de resultados, utiliza-se o *Abaqus/Standard*.

3.2.1.1 Resultados da análise 2D (*Abaqus/Explicit*)

Ao longo da conformação plástica da chapa, são retirados vários dados referentes ao punção e à chapa, tais como, a evolução da força do punção com o seu deslocamento em função da malha de elementos finitos, bem como o ângulo obtido com o deslocamento do punção.

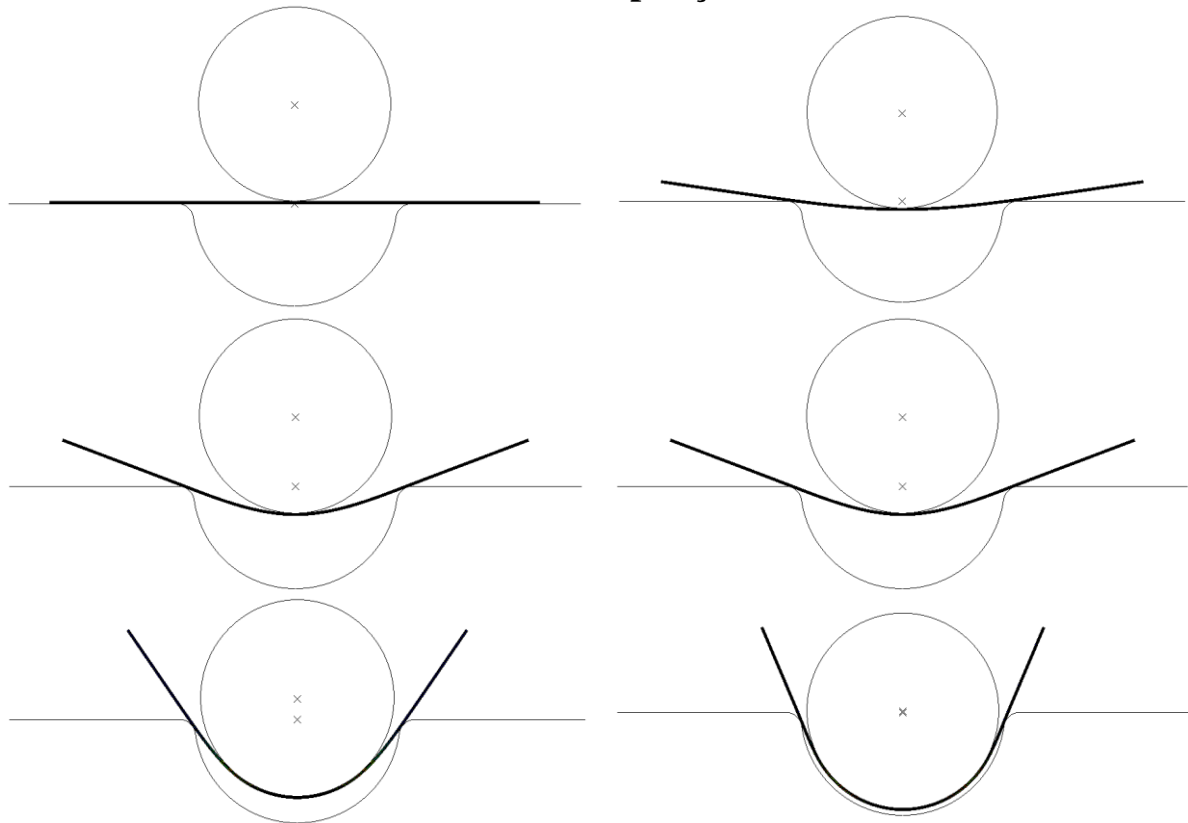
O tempo de computação necessário para as diferentes malhas de elementos finitos é apresentada na Tabela 3.7.

Tabela 3.7: Tempos de cálculo para os diferentes tipos de elementos finitos utilizados no ensaio de flexão cilíndrica livre.

<i>Malha</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
E20C2	01:12
E20C3	01:51
E20C4	02:33
E40C2	01:23
E40C3	02:25
E40C4	03:26
E80C2	01:55
E80C3	03:32
E80C4	05:03

Para uma melhor compreensão do ensaio, a Figura 3.7 esquematiza os passos ao longo do ensaio de flexão cilíndrica livre.

Descida do punção



Remoção das ferramentas e retorno elástico

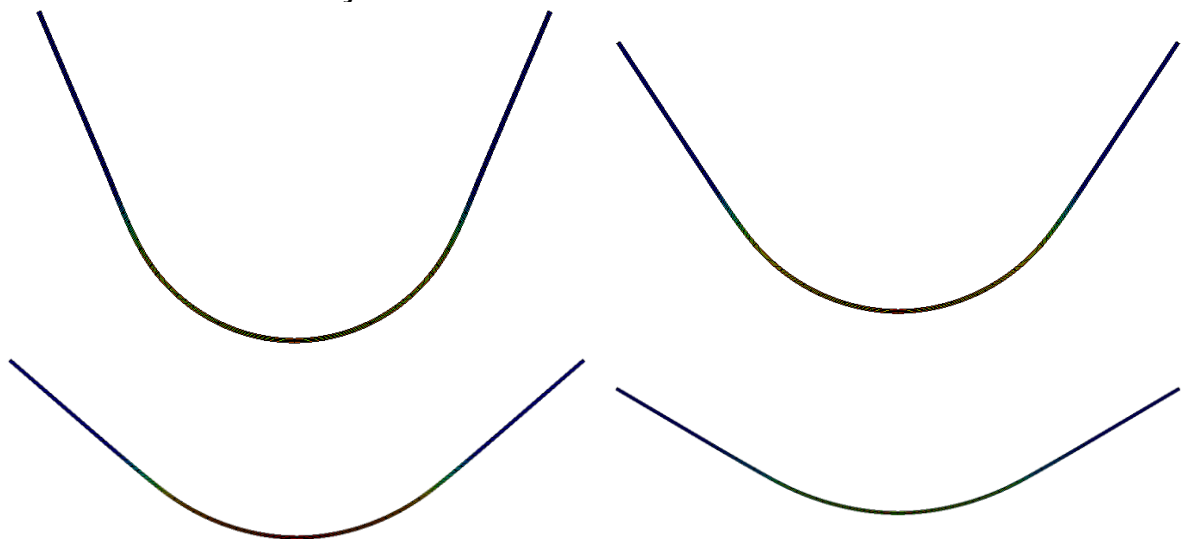


Figura 3.7 : Esquema da estratégia utilizada na simulação numérica.

Numa primeira observação na Figura 3.8, onde se ilustra as diversas variações da força do punção com o seu deslocamento, mantendo o número de elementos em comprimento (E20, E40 e E80) variando somente o número de elementos em espessura, é visível a ocorrência de oscilações, decrescentes em amplitude e crescentes em frequência com o aumento do refinamento ao longo do comprimento.

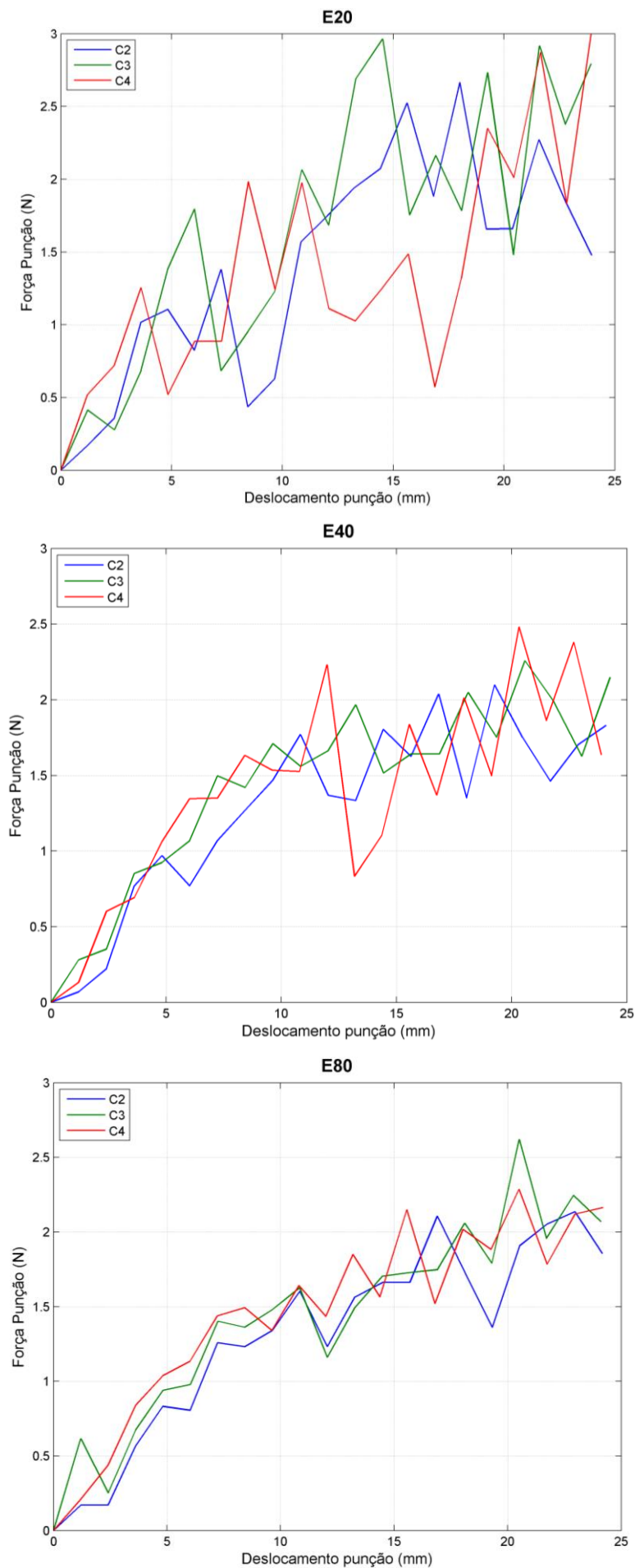


Figura 3.8: Variação da força do punção com o seu deslocamento para diferentes malhas.

Este efeito é devido à evolução do contato discreto entre a chapa e a matriz, sendo agravado pelo fato dos elementos, e, consequente, dos nós, estarem perfeitamente alinhados com a ferramenta na direção do eixo do punção. Neste caso, pode ocorrer que praticamente todos os nós de uma dada linha de nós, ou estabeleçam contato ou o percam simultaneamente.

A Figura 3.9 ilustra o contato entre a chapa e a matriz para as malhas que contêm 4 elementos em espessura, variando somente o número de elementos finitos presentes ao longo do comprimento. Assinalado com um círculo vermelho encontra-se a zona de análise em questão.

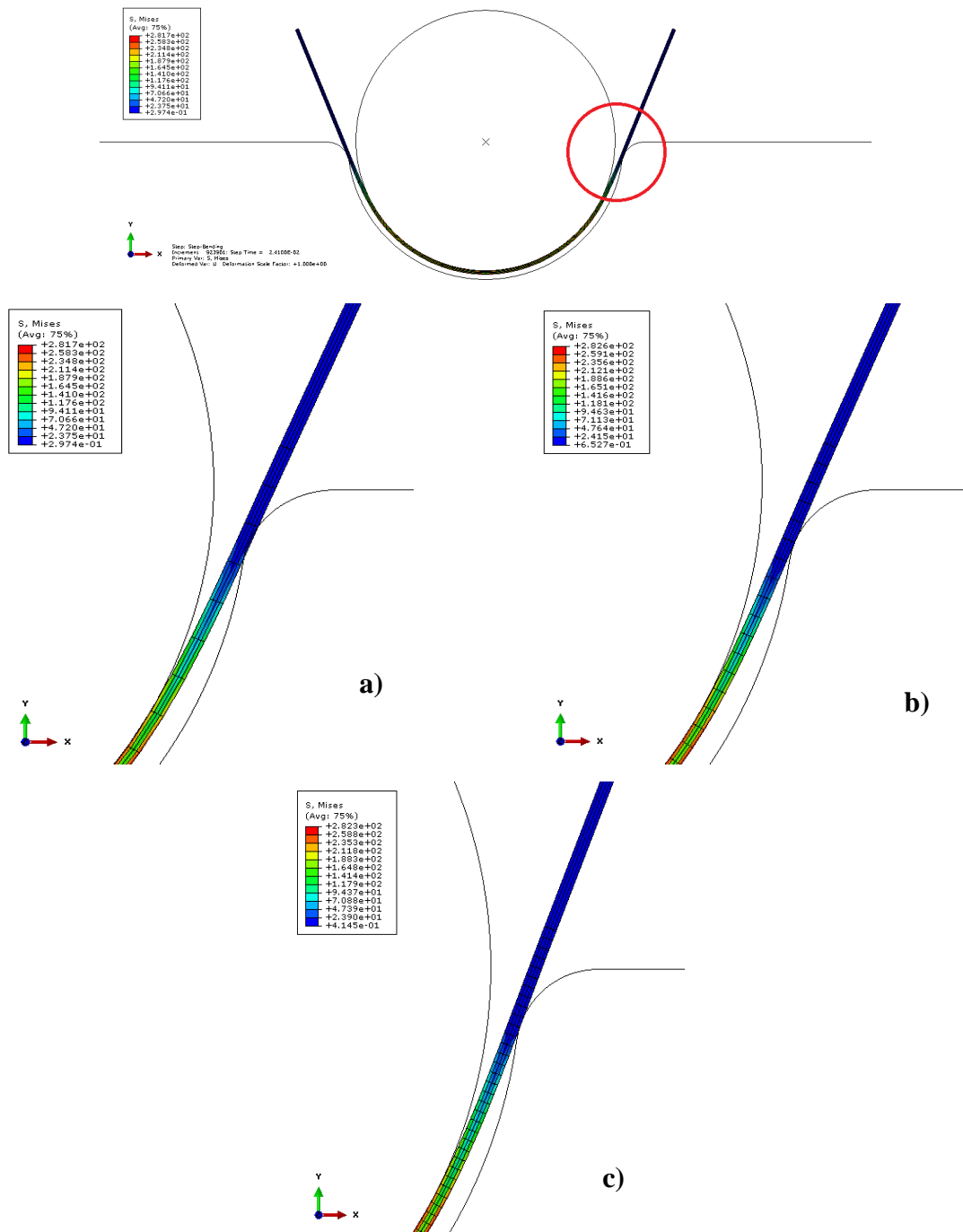


Figura 3.9: Detalhe do contato entre a chapa e a matriz na simulação numérica.
a) malha E20C4; b) malha E40C4; c) malha E80C4

Em termos de sensibilidade da força do punção relativamente ao refinamento da malha a Figura 3.8 apenas nos permite concluir que a força de conformação decresce à medida que se aumenta a discretização da malha ao longo do comprimento, e cresce quando se aumenta o número de elementos em espessura.

Contudo, é necessária uma maior discretização da malha, tanto em espessura como em comprimento, para compreender a evolução dos resultados obtidos e qual a melhor malha para análise deste ensaio, tendo em conta os resultados obtidos em função do tempo total de simulação.

Após a análise da influência da discretização da malha na força do punção, a Figura 3.10 ilustra qual a influência no ângulo α_i da chapa antes da remoção do punção.

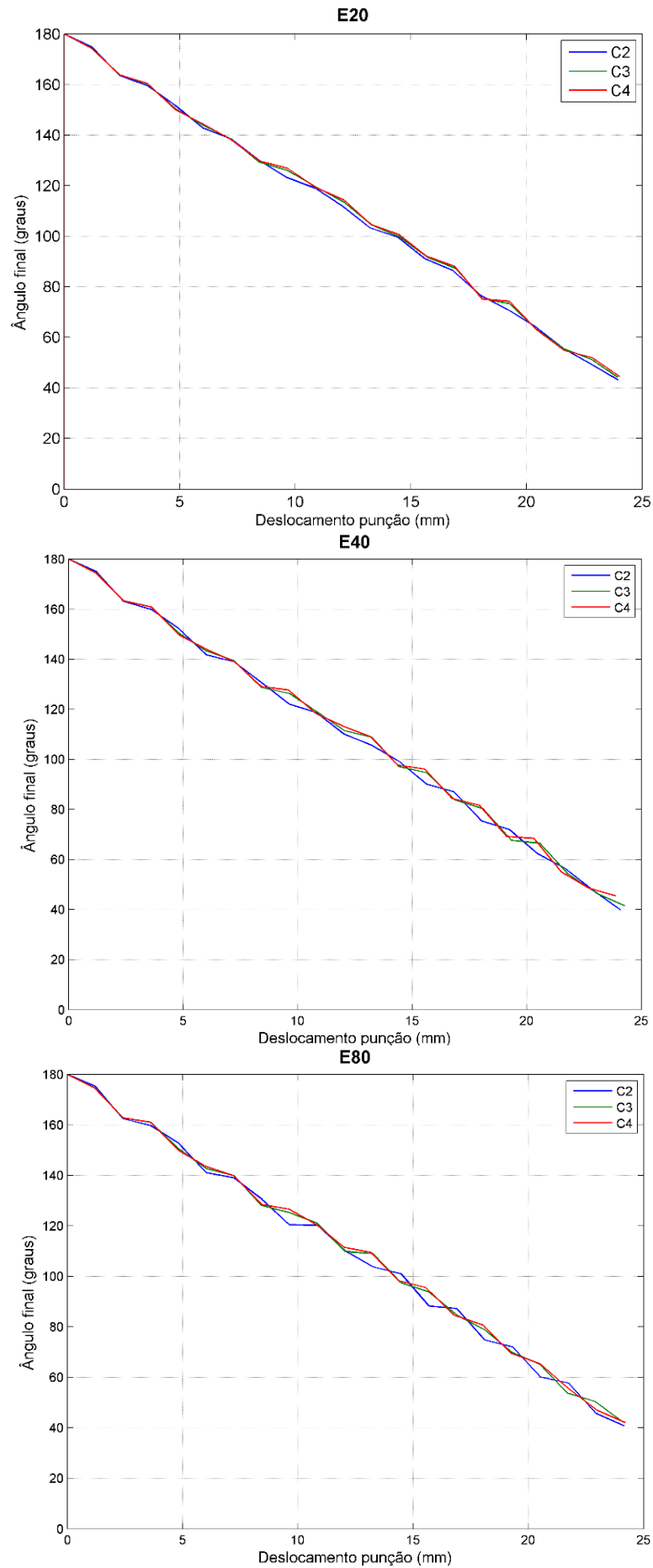


Figura 3.10: Ângulo da chapa antes do retorno elástico com a variação do deslocamento do punção para diferentes malhas.

Do ponto de vista numérico, os resultados obtidos evidenciam uma influência quase nula com a discretização da malha em espessura. Contudo existe uma melhoria relativamente baixa, com a passagem da malha que contém 20 elementos em comprimento para a de 40 elementos.

A Figura 3.11 ilustra o momento em que o punção termina o seu deslocamento, e como se pode observar as deformações presentes são de grandezas muito baixas.

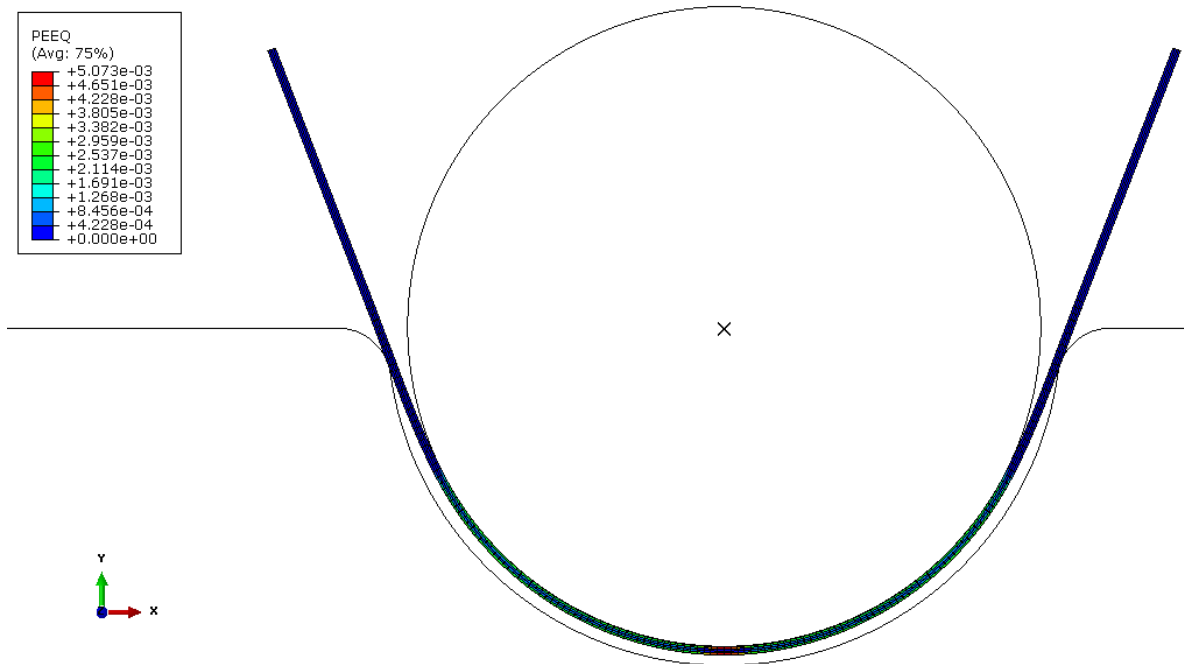


Figura 3.11: Deformações presentes no fim do deslocamento do punção para a malha E80C4.

Por fim, a Figura 3.12 apresenta os valores numéricos do retorno elástico $\Delta\alpha$. Aqui também é analisada a influência da malha utilizada nos valores de retorno elástico obtidos.

Como se pode observar, à medida que se aumenta o número de elementos em comprimento, o retorno elástico tende a convergir, mas também é influenciado pelo aumento do número de elementos finitos na espessura.

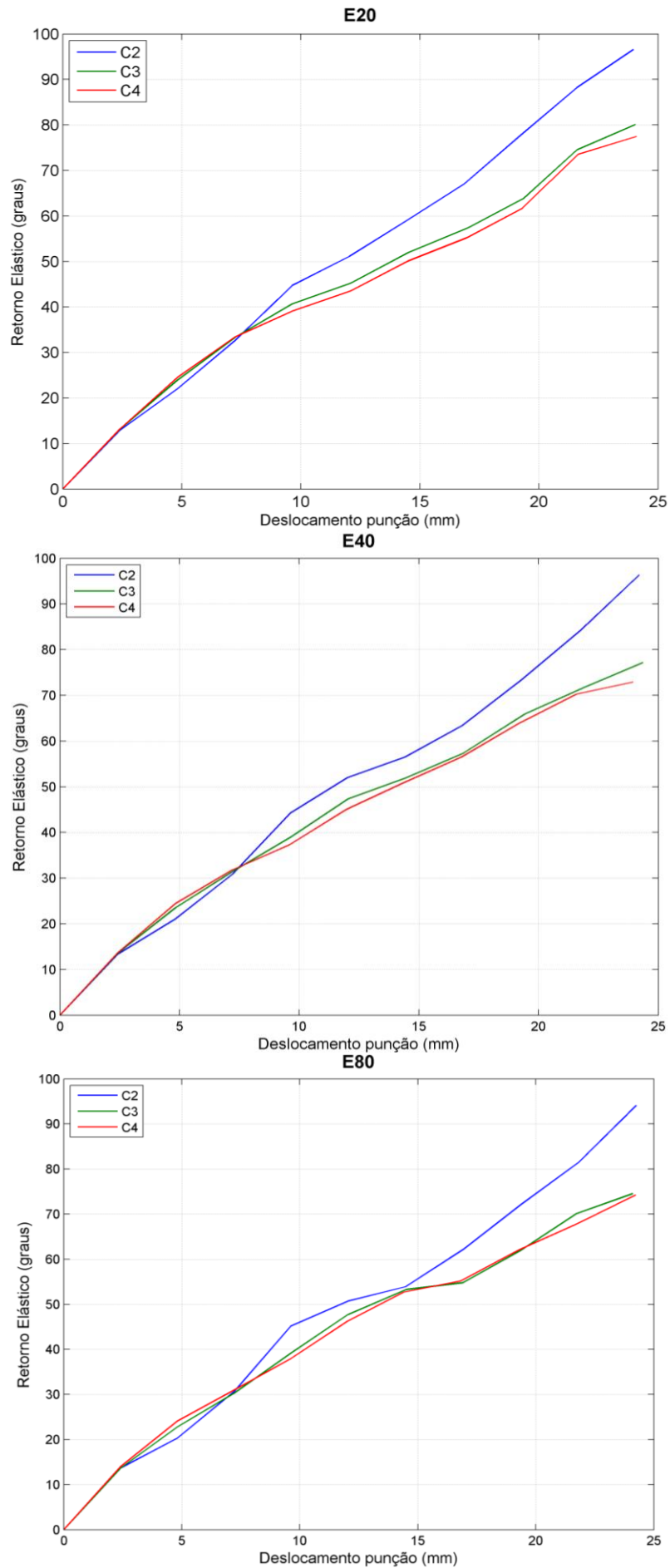


Figura 3.12: Retorno elástico da chapa com o deslocamento do punção para diferentes malhas.

Na Figura 3.13 apresenta-se a chapa antes do retorno elástico e após este, para a malha de elementos finitos que contém 40 elementos ao longo do comprimento, quando o punção teve um deslocamento, aproximado, de 12.

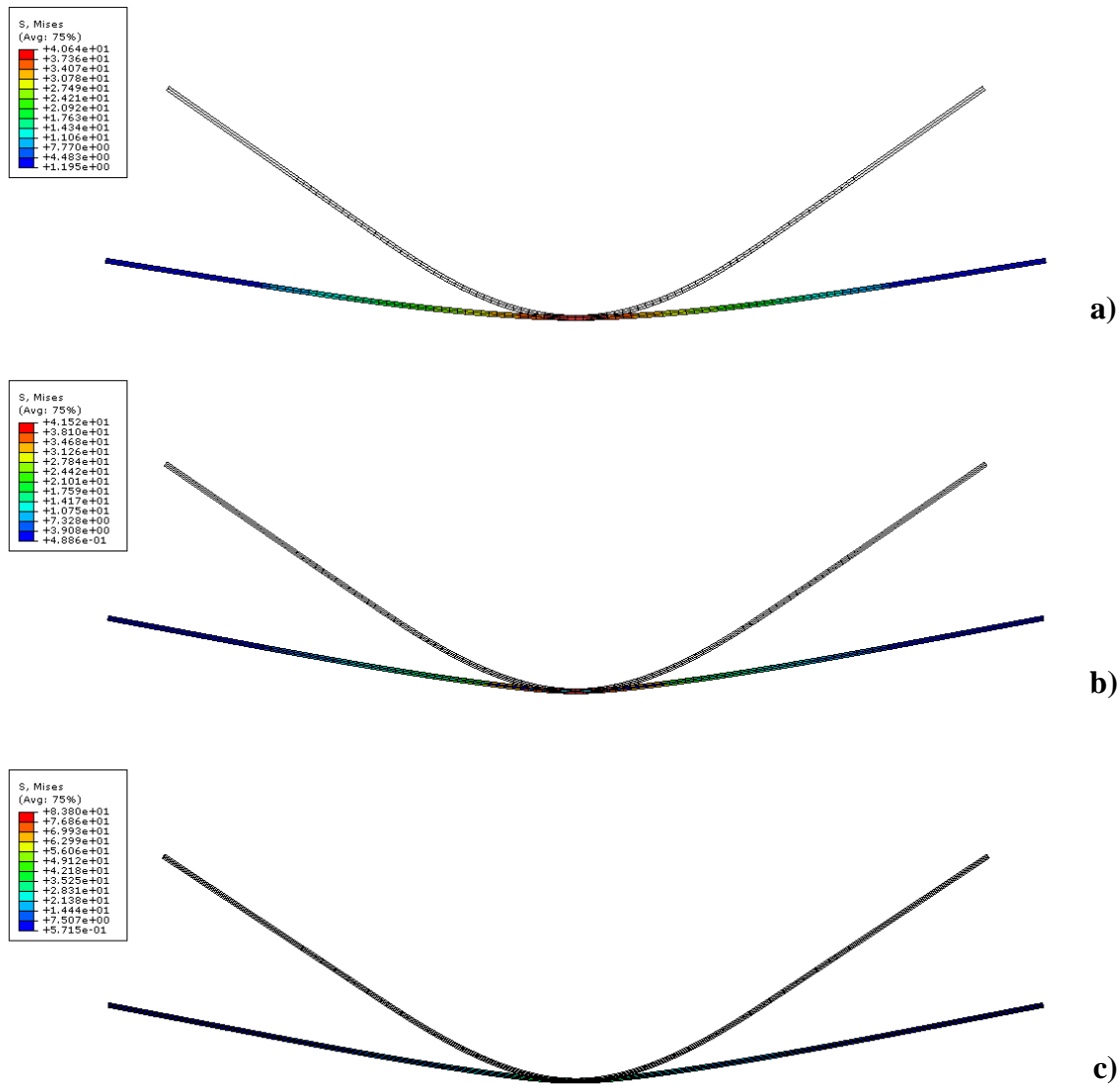


Figura 3.13: Variação da geometria após retorno elástico da simulação numérica.
a) malha E40C2; b) malha E40C3; c) malha E40C4

Na Figura 3.14 é feita a mesma análise anterior, desta vez para um deslocamento do punção de 24 mm, aproximadamente.

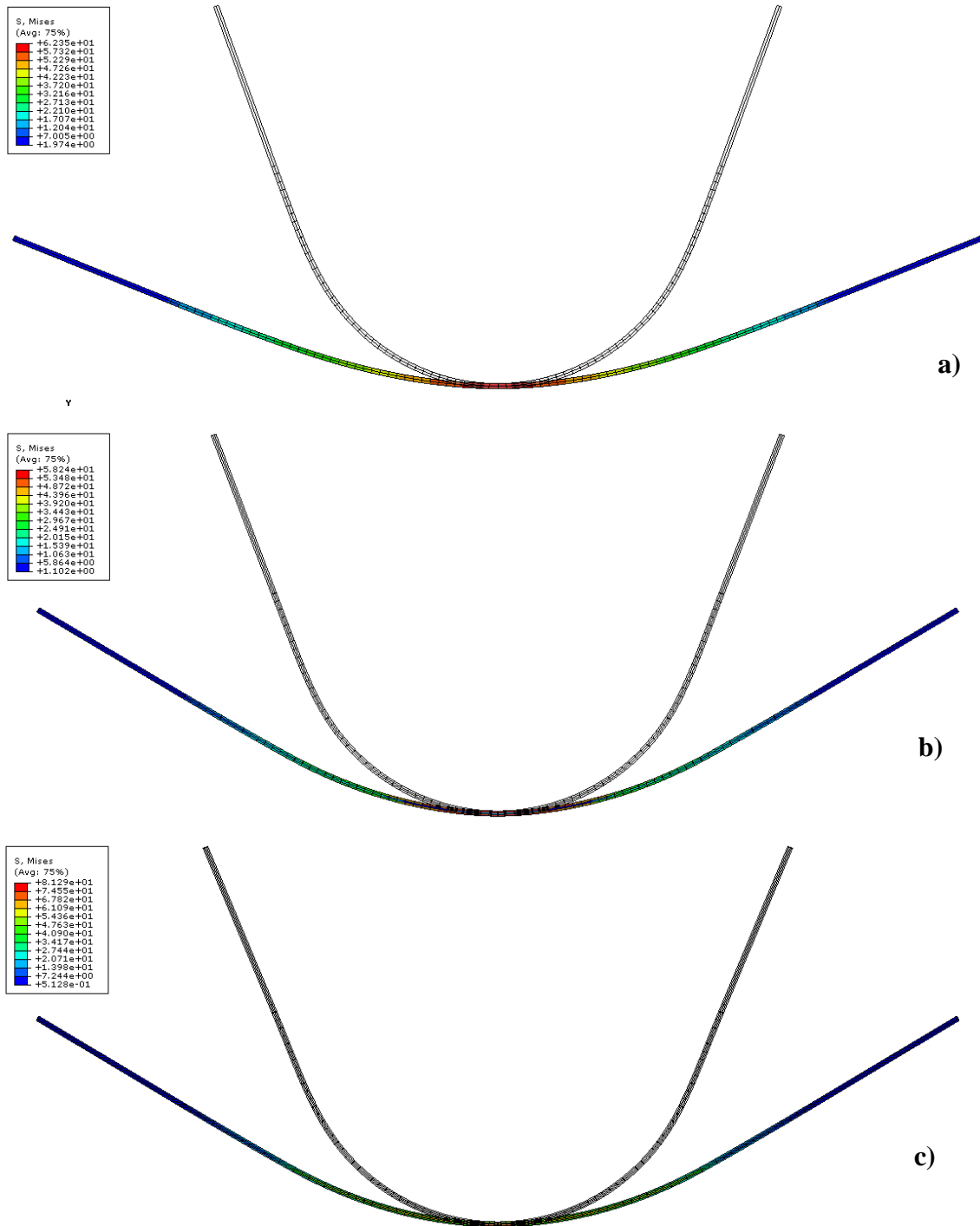


Figura 3.14: Variação da geometria após retorno elástico da simulação numérica.
a) malha E40C2; b) malha E40C3; c) malha E40C4

Sendo assim, é necessário analisar qual a melhor malha de elementos finitos que se deverá utilizar na simulação numérica, pois para malhas com 20 elementos finitos em comprimento e menos de 4 elementos em espessura, os resultados obtidos são muito grosseiros.

Para tal, o número de elementos em espessura vai estar compreendido entre 5 a 10 (inclusive), adicionando somente uma variação do número de elementos finitos em comprimento, cujo seu valor é 30.

Este valor teve em conta a convergência de resultados para 40 e 80 elementos, ponderando se este novo valor seria uma estabilização nos resultados obtidos.

Para além de analisar a influência do retorno elástico com as discretizações da malha, pretende-se verificar se a força do punção se mantém com aquele ruído, mesmo para uma malha mais refinada.

O tempo de computação necessário para as diferentes malhas de elementos finitos é apresentada na Tabela 3.8.

Tabela 3.8: Tempos de cálculo para os diferentes tipos de elementos finitos utilizados no ensaio de flexão cilíndrica livre.

<i>Malha</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
E30C5	06:37
E30C6	08:21
E30C7	09:43
E30C8	12:47
E30C9	09:59
E30C10	11:53
E40C5	06:58
E40C6	11:58
E40C7	12:45
E40C8	09:37
E40C9	11:26
E40C10	13:42
E80C5	09:46
E80C6	12:35
E80C7	15:54
E80C8	14:52
E80C9	16:01
E80C10	19:47

Os tempos de simulação aumentaram como seria de esperar, apesar de algumas diferenças para as malhas com 8 elementos em espessura, cujas mesmas fogem um pouco da tendência esperada.

Por fim, a Figura 3.15 apresenta os novos valores numéricos do retorno elástico $\Delta\alpha$.

Aqui também é analisada a influência da malha utilizada nos valores de retorno elástico obtidos.

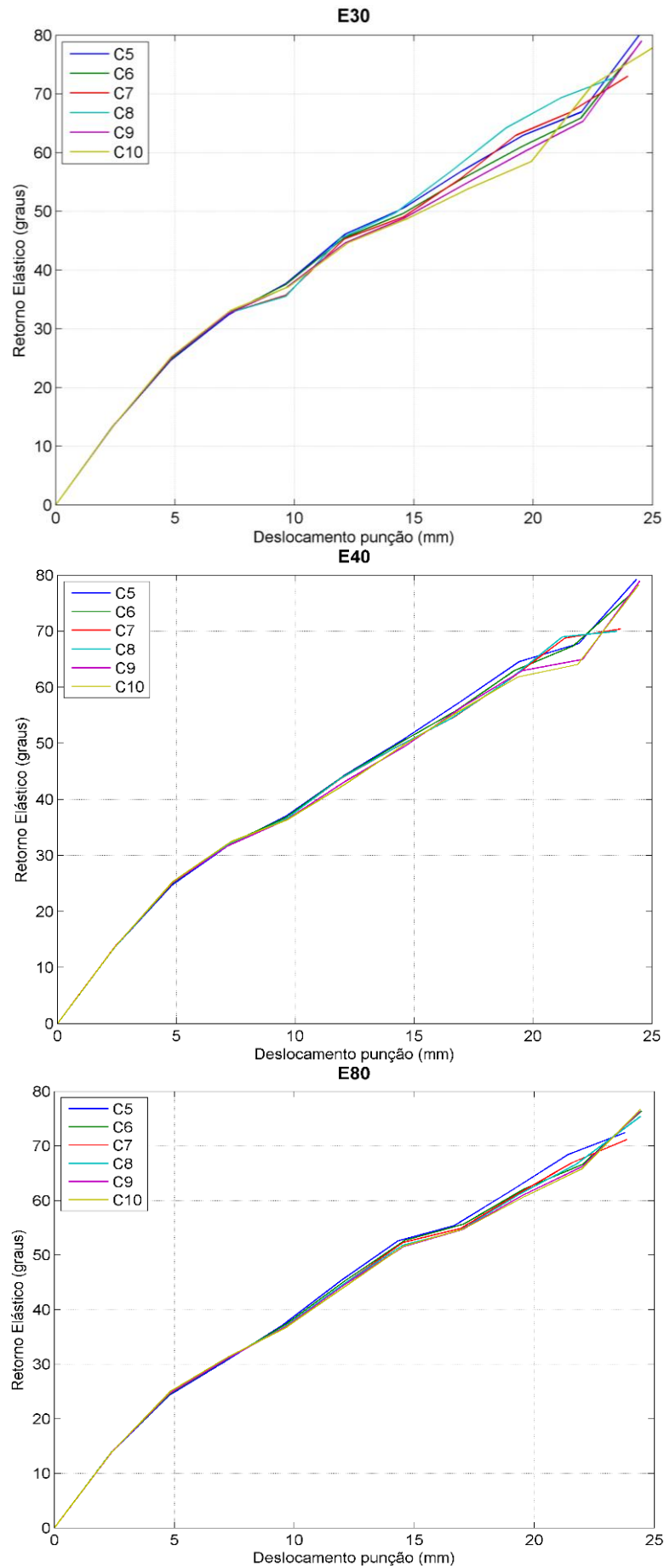


Figura 3.15: Retorno elástico da chapa com a variação do deslocamento do punção para diferentes malhas.

Como se pode observar, à medida que se aumenta o número de elementos em comprimento, o retorno elástico tende a convergir, mas também influenciado pelo aumento do número de elementos finitos na espessura.

Tendo em conta o número de elementos finitos utilizados, o tempo de computação e os resultados obtidos, a partir da malha E40C8, não existe um aumento da sensibilidade com o aumento da discretização da mesma, sendo por isso a malha escolhida para análise posteriores.

Contudo a malha E30C9 apresenta resultados muito próximos, mas apresenta um tempo de computação mais elevado.

Nesta estratégia de previsão, a remoção das ferramentas implica que seja utilizado um parâmetro do *Abaqus* designado *damping factor*. O seu valor foi de 0.0002, assumido por defeito no *Abaqus/Standard* quando importados dados do *Abaqus/Explicit*. Para tal serão utilizados vários valores para este parâmetro, vendo qual a sua influência no retorno elástico.

Na Tabela 3.9 estão presentes os resultados obtidos com a variação do valor do *damping factor* para um deslocamento do punção de 24 mm, aproximadamente. Na Figura 3.16 está a respetiva evolução com o deslocamento do punção.

Tabela 3.9: Variação do valor de *damping factor*.

<i>Damping factor</i>	<i>Ângulo de retorno elástico (°)</i>
2E-4	69.98
2E-5	80.62
2E-6	77.28
2E-7	75.01
2E-8	74.56
2E-9	74.55

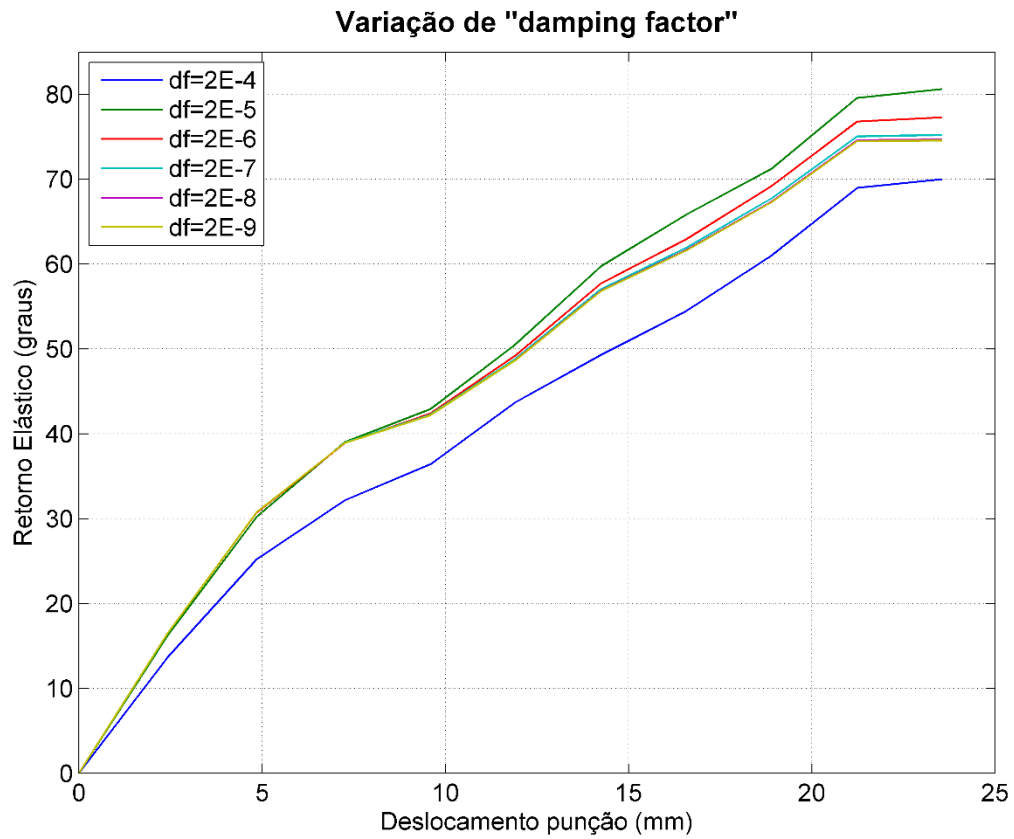


Figura 3.16: Evolução do retorno elástico com a variação do *damping factor*.

Dos resultados, pode-se concluir que para *damping factors* inferiores a 2×10^{-7} , a precisão dos resultados obtidos do retorno elástico poderá estar comprometida, na Figura 3.17 pode-se observar a diferença na geometria final.

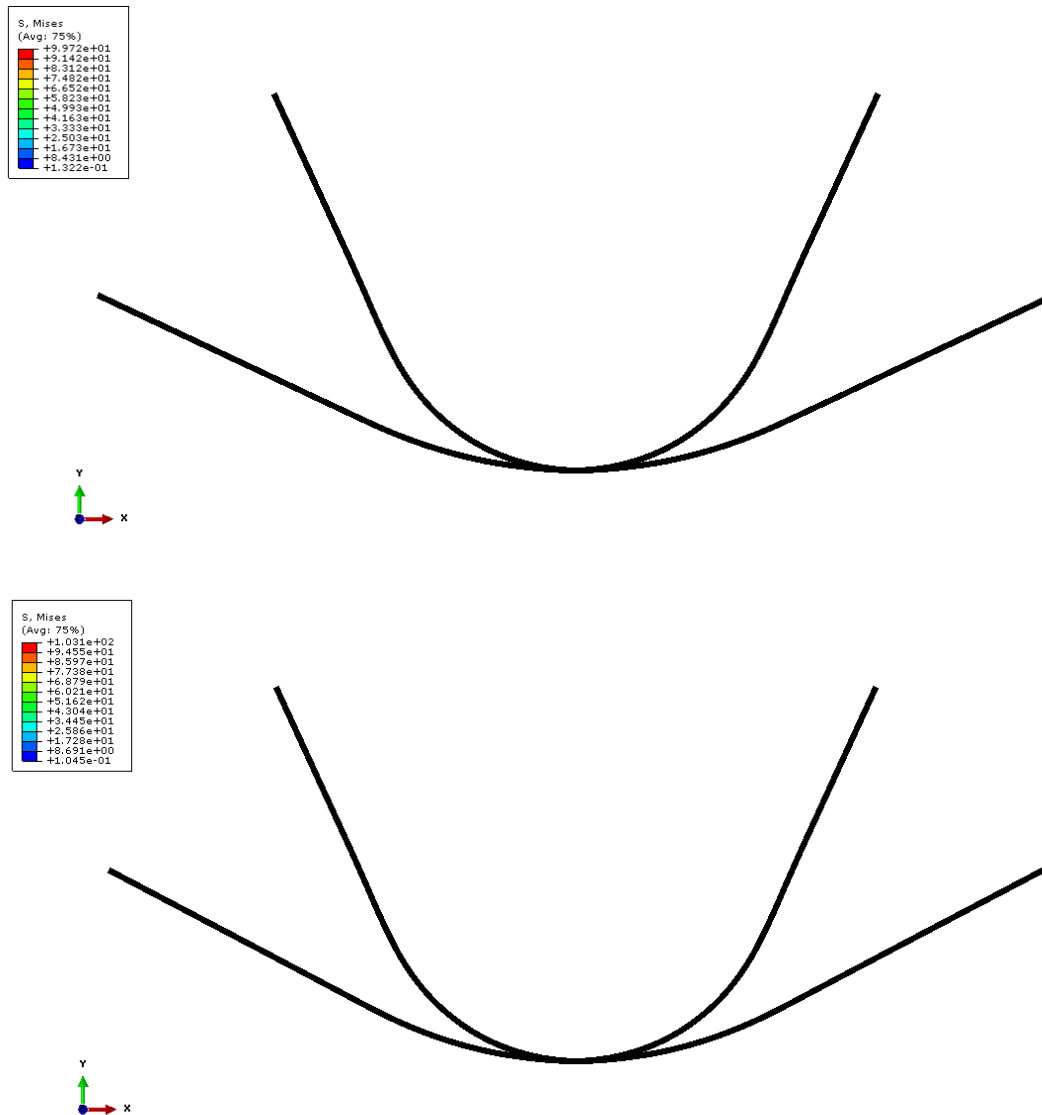


Figura 3.17: Diferença de retorno elástico para valores de $2E-4$ (em cima) e de $2E-7$ (em baixo) no *damping factor*.

Contudo, o valor numérico do *damping factor* não pode ser aplicado a outras simulações da conformação plástica de chapas metálicas, pois está diretamente ligado à densidade da malha e às propriedades do material, sendo o valor determinado em função destes.

Após se analisar o ângulo do retorno elástico com as novas malhas de elementos finitos, são analisadas também as curvas da variação da força do punção com o deslocamento do mesmo, presentes na Figura 3.18, pretendendo ver qual a sua evolução.

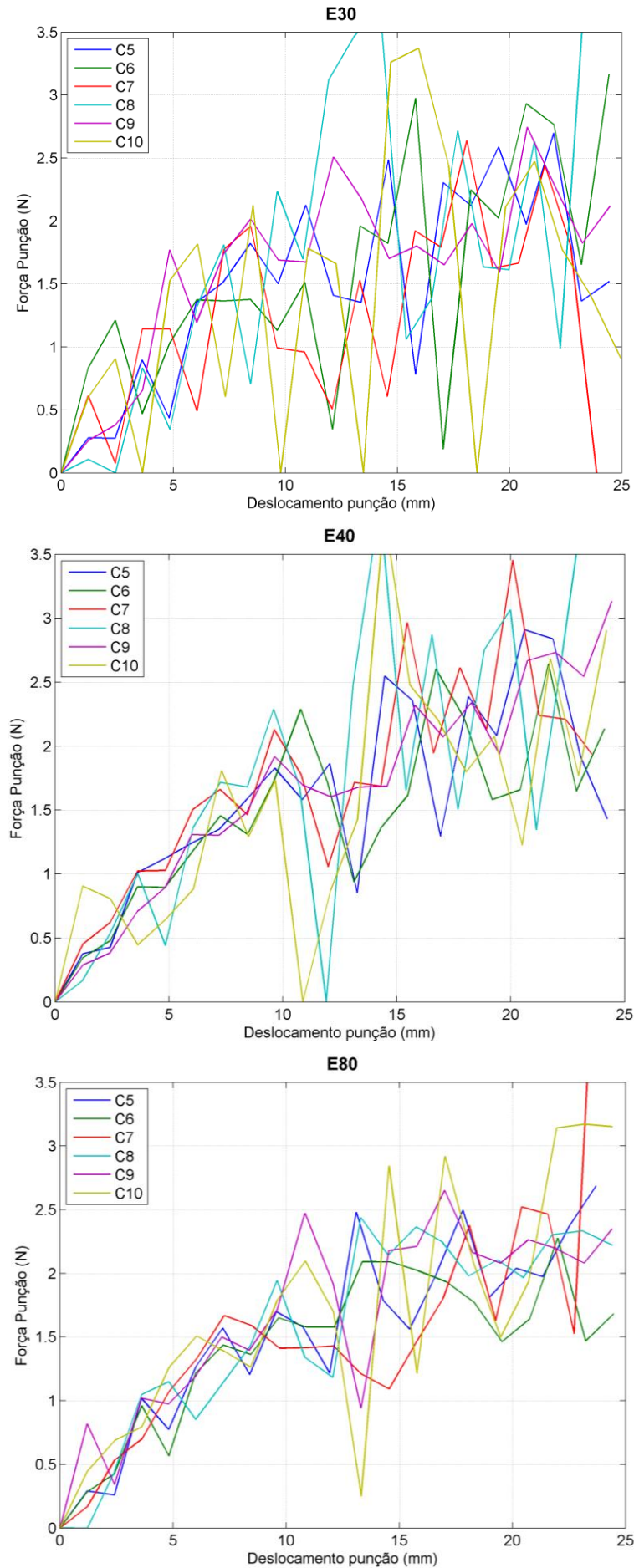


Figura 3.18: Variação da força do punção com o seu deslocamento para diferentes malhas.

Como referido na primeira abordagem à variação da força do punção, com estes resultados confirma-se então que o aumento de elementos ao longo do comprimento diminui a amplitude das oscilações, contudo é crescente a frequência com que acontecem.

No *Abaqus/Explicit* é necessário salvaguarda os efeitos de inércia incluídos na modelação. Nos resultados apresentados foram sempre verificadas as influências dos efeitos de inércia, através da comparação da energia cinética e energia interna, presentes na Figura 3.19.

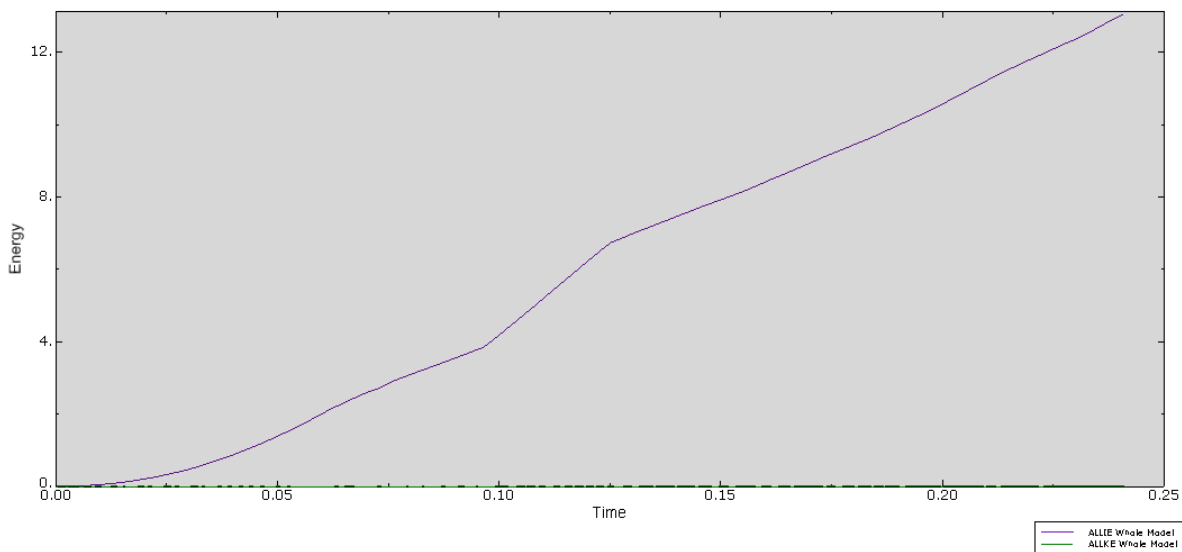


Figura 3.19: Comparação entre a energia cinética e a energia interna para a malha E40C8.

Como se pode observar, os valores da energia cinética encontram-se muito abaixo da energia interna mesmo para um refinamento da malha de elementos finitos, mas a velocidade do punção na simulação numérica poderá ter alguma influência.

Usando diferentes velocidades no mesmo, analisa-se qual a variação da força do punção com o deslocamento, o que permitirá uma comparação de resultados. Para esta análise é utilizada a malha de elementos finitos E40C8.

Na Tabela 3.10 estão presentes os valores das velocidades usados e os tempos de computação correspondentes.

Tabela 3.10: Tempos de cálculo Velocidades do punção para a malha E40C8 usadas e corresponde tempo de computação.

<i>Velocidade Punção [mm/s]</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
1000	14:10
750	16:12
500	25:25
250	52:53
100	141:21

A comparação dos resultados obtidos está presente na Figura 3.20.



Figura 3.20: Comparação da força do punção para diferentes velocidades para a malha E40C8.

Com estes resultados pode-se verificar que mesmo reduzindo a velocidade do punção, o ruído na curva permanece, contudo com o decréscimo da velocidade a amplitude das oscilações diminui.

3.2.1.2 Resultados da análise 2D (*Abaqus/Standard*)

Fazendo uso do primeiro método descrito na secção 1.3.2 (remoção das ferramentas), procede à análise dos resultados obtidos utilizando o módulo *Abaqus/Standard* com as mesmas condições anteriores.

Tabela 3.11: Tempo de cálculo para a malha utilizada no ensaio de flexão cilíndrica livre.

<i>Malha</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
E40C8	01:25

Numa primeira observação na Figura 3.21, onde se ilustra a variação da força do punção com o seu deslocamento, é visível que a curva tem uma forma suave e não com oscilações como as obtidas nas simulações prévias.

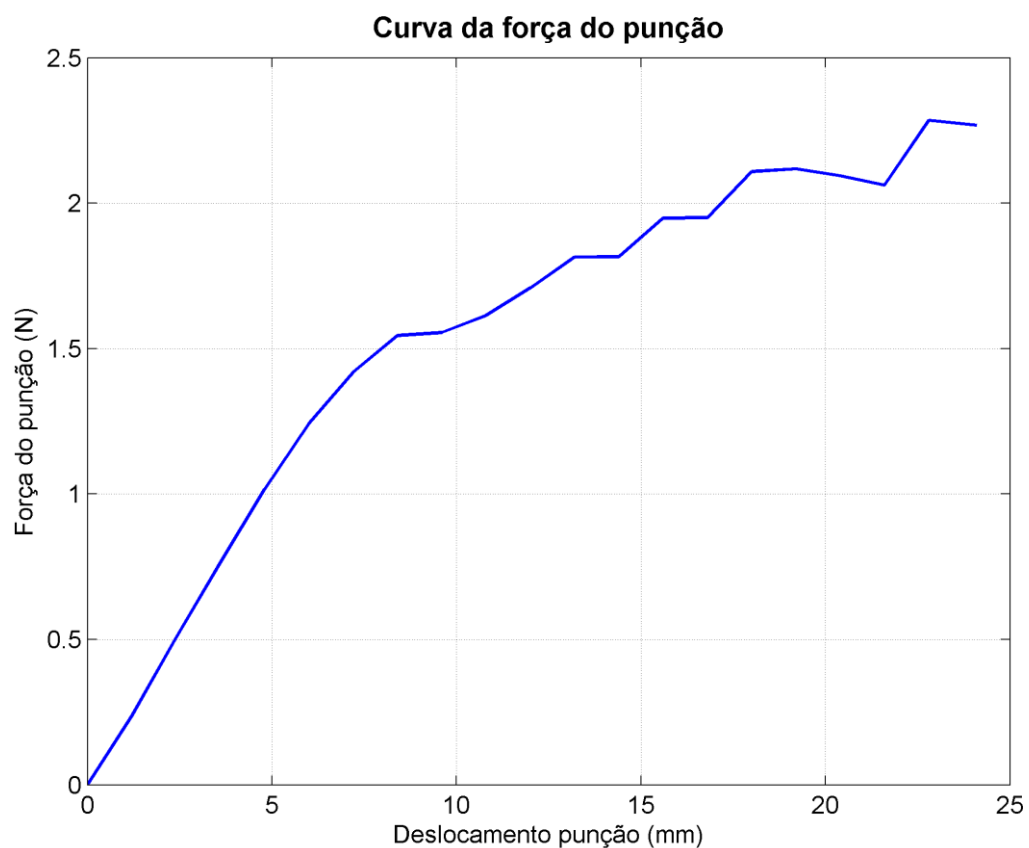


Figura 3.21: Comparação da força do punção para os diferentes deslocamentos.

Para a análise da força do punção com o seu deslocamento é evidente que o módulo *Abaqus/Standard* permite uma grande suavidade na curva obtida, enquanto no *Abaqus/Explicit* mostra grandes oscilações na mesma curva, mesmo com velocidades baixas não se conseguem eliminar.

Deve-se salientar que neste tipo de solicitação (*flexão cilíndrica livre*) as forças são baixas e por isso existe uma maior sensibilidade para quaisquer alterações de força.

Como se obteve uma curva mais suave como se observou, procede-se a análise de qual fator poderá alterar o comportamento da curva obtida, se o aumento do número de elementos finitos em comprimento ou em espessura.

As malhas utilizadas bem como os tempos de computação estão presente na Tabela 3.12.

Tabela 3.12: Tempos de simulação para as diferentes malhas de elementos finitos.

<i>Malha</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
E30C7	01:18
E30C8	01:19
E30C9	02:02
E30C10	02:05
E40C7	01:29
E40C8	01:25
E40C9	01:53
E40C10	02:31
E80C7	04:47
E80C8	03:44
E80C9	03:51
E80C10	03:50

Através da Figura 3.22 observa-se que a discretização ao longo da espessura não influencia a curva, mas sim o número de elementos finitos presentes na malha ao longo do comprimento. Sendo assim, o seu crescente aumento torna a curva mais suave, pois os valores obtidos pouco são afetados.

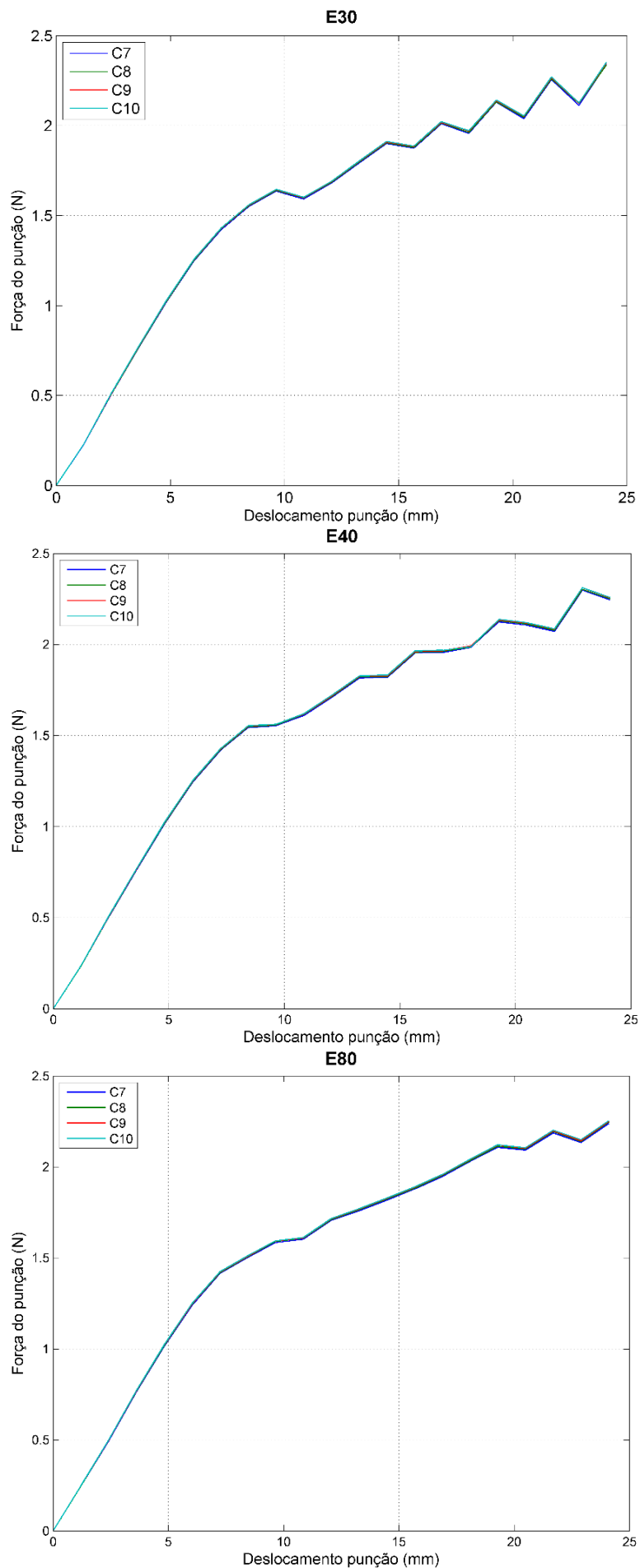


Figura 3.22: Comparação da força do punção para diferentes malhas de elementos finitos.

No entanto, para se obter resultados da força do punção ao longo do seu deslocamento, a utilização de pelo menos 40 elementos ao longo do comprimento é tida como referência.

Tal conclusão vai de encontro de qual a malha a utilizar para uma previsão de retorno elástico e força do punção como sendo a que contém 40 elementos ao longo do comprimento e 8 ao longo da espessura (E40C8), tendo ainda como fator o tempo de computação.

Por fim, a Figura 3.23 apresenta os novos valores numéricos do retorno elástico $\Delta\alpha$.

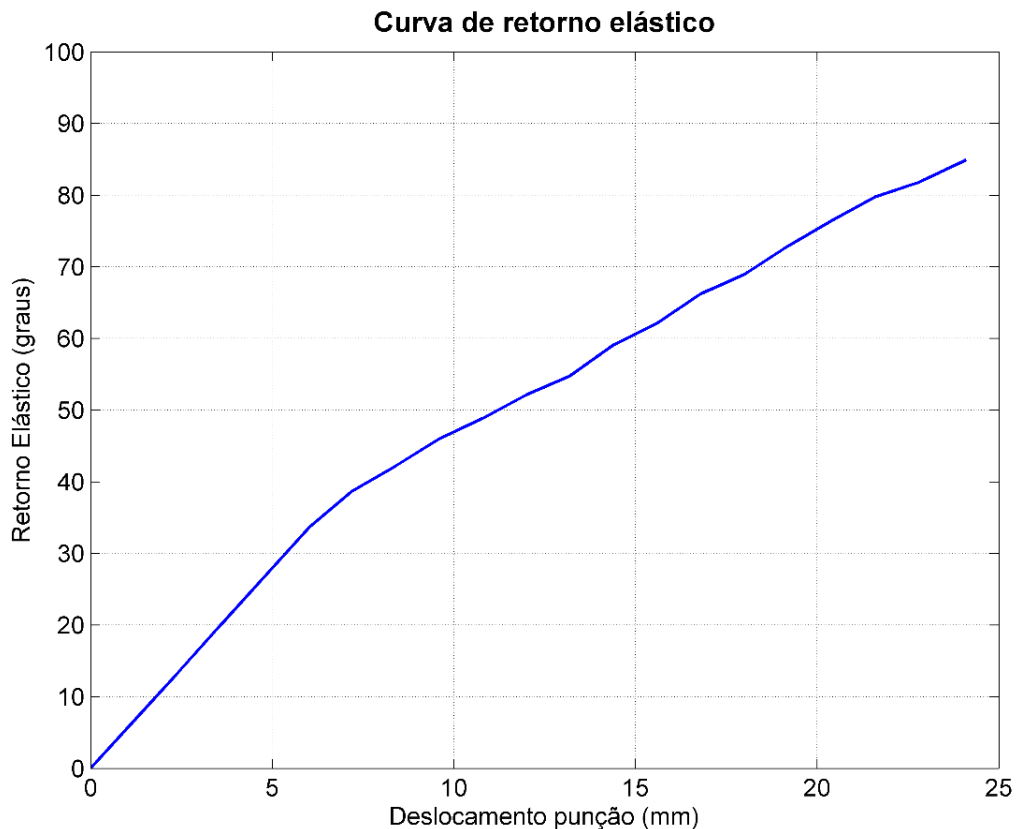


Figura 3.23: Ângulo da chapa após retorno elástico para a malha E40C8.

Como se pode verificar, o ângulo do retorno elástico aumenta face aos resultados obtidos na análise anterior, em que era usado o *Abaqus/Explicit*.

A Figura 3.24 apresenta a variação dos resultados para os dois tipos de análise, para vários deslocamentos do punção.

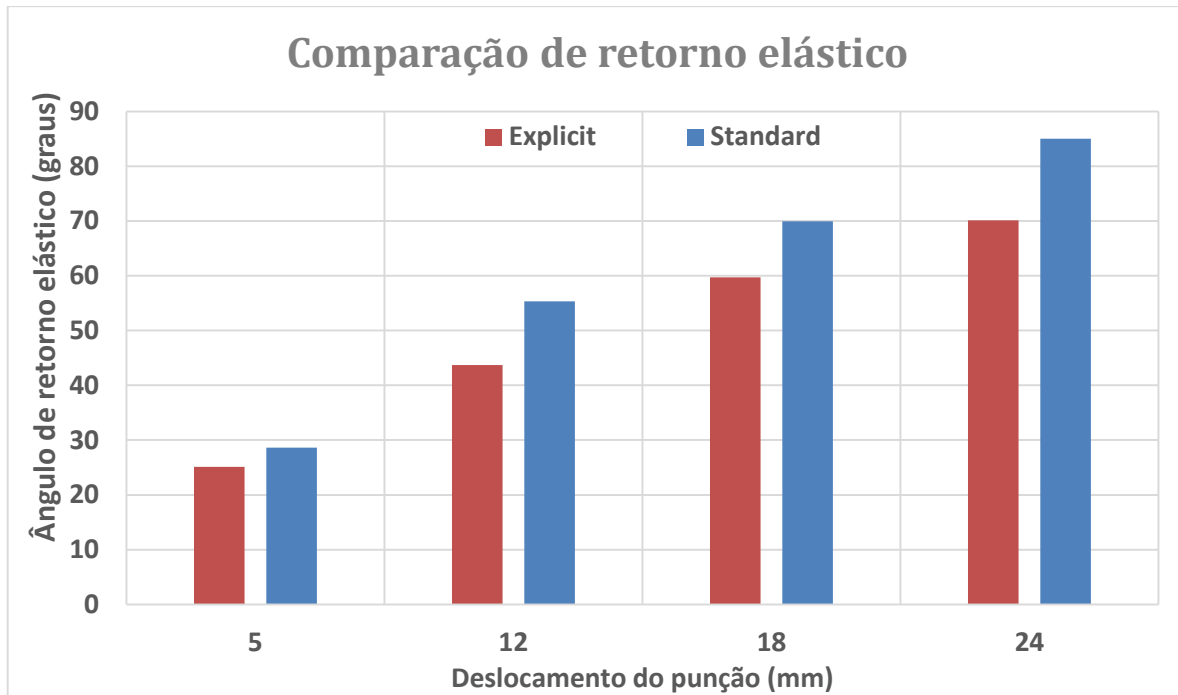


Figura 3.24: Comparação da variação do retorno elástico para os dois módulos de análise.

Como não existe uma base de referência, serão realizados ensaios experimentais de flexão cilíndrica livre, para posterior validação através da simulação numérica, bem como um ensaio de tração uniaxial, para a caracterização do comportamento do material.

3.2.1.3 Conclusões

Após a análise dos resultados obtidos, conclui-se que para se adquirirem resultados com alguma exatidão, tendo em conta o tempo de computação, a malha que possui 40 elementos finitos ao longo do comprimento e 8 elementos finitos ao longo da espessura é uma boa base de referência, na análise da evolução do retorno elástico e da variação da força do punção quando este se desloca.

É necessário ter em conta variáveis na simulação numérica, que representam um papel importante nos resultados obtidos, como a velocidade do punção, o refinamento da malha, pois influenciam essencialmente o comportamento do contato da chapa com a ferramenta, neste caso a matriz. Também parâmetros relativos à simulação numérica, tais como o tipo de contato, bem como o *damping factor*, influenciam os resultados obtidos, sendo que este último tem grande influência na previsão do ângulo de retorno elástico.

3.3 Resultados experimentais e caracterização do material

A realização dos ensaios experimentais do ensaio de flexão cilíndrica livre efetuados pelo INEGI (Nan. N. Song 2013, Sheng. H. Wu 2013), incidiu na verificação do ângulo de retorno elástico após a remoção do punção para provetes com 20, 25 e 30 mm de espessura, bem como a força que este aplicava durante o ensaio experimental.

A liga de magnésio AZ31 foi também submetida a um ensaio de tração uniaxial para saber qual o seu comportamento. Ambos os ensaios foram realizados à temperatura ambiente (Sheng. H. Wu 2013).

O comprimento de medida deve ser inferior a 60 mm, a fim de garantir a deformação até à rutura do provete. Portanto, uma redução de tamanho do provete, *dog-bone*, foi considerada para os testes de tração uniaxial.

As dimensões totais dos provetes foram ajustadas para 130 mm de comprimento por 20 mm de largura, tendo o indicador uma área de 50 mm de comprimento por 12,5 milímetros de largura. A geometria e dimensões do provete são ilustradas na Figura 3.25.

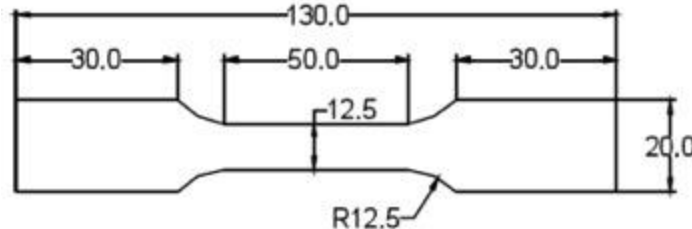


Figura 3.25: Geometria e dimensões dos provetes do ensaio de tração.

O comprimento, largura e espessura dos provetes, bem como um resumo das condições de ensaio, são apresentados na Tabela 3.13. Todos os ensaios de tração foram efetuados para uma temperatura igual a 25 °C.

Tabela 3.13: Resumo das condições do ensaio de tração.

<i>Provette</i>	<i>Comprimento [mm]</i>	<i>Largura [mm]</i>	<i>Espessura [mm]</i>	<i>Velocidade de ensaio [mm/min]</i>
1	50	12.5	0.6	5
2	50	12.5	0.6	5
3	50	12.5	0.6	5

Deve ser referido que foi possível realizar todos os ensaios até à rutura. Os resultados do ensaio de tração encontram-se na Figura 3.26, onde é possível observar a ductilidade da liga de magnésio AZ31 com o aumento da temperatura. Na Figura 3.27 encontra a curva tensão-extensão.

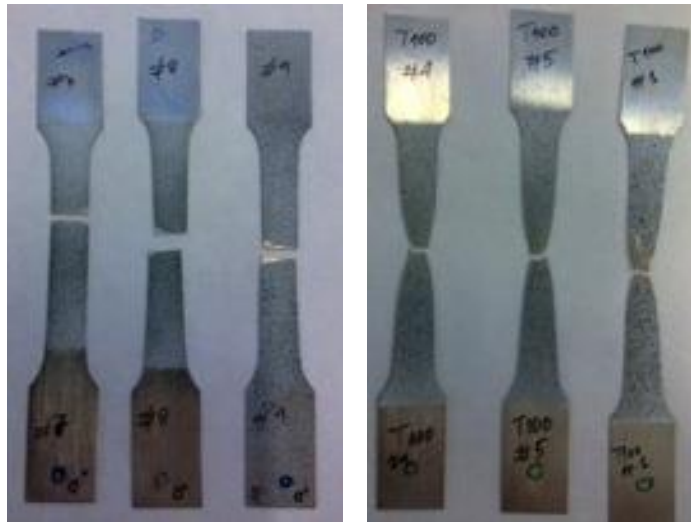


Figura 3.26: Provetes após ensaio de tração à temperatura de 25 °C (à esquerda) e à temperatura de 100 °C (à direita).

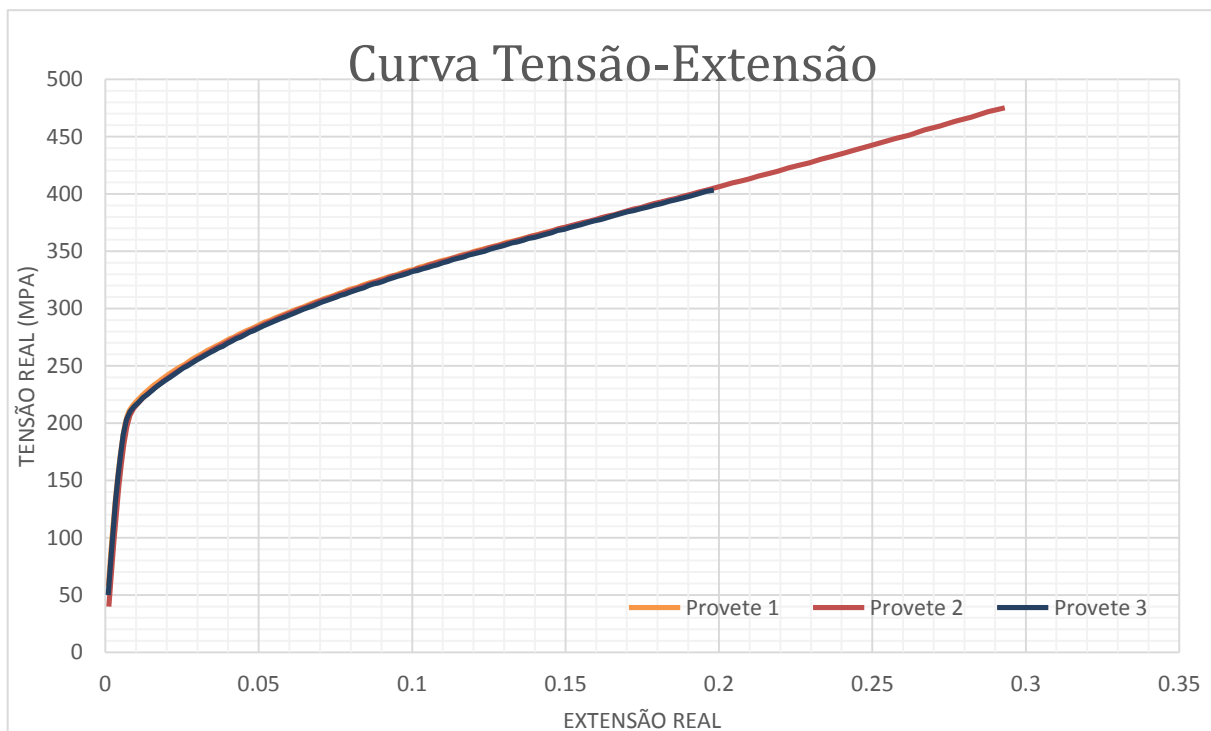


Figura 3.27: Ensaio tração da liga AZ31B.

Observando a curva do ensaio de tração uniaxial realizada, verifica-se que a caracterização anterior do material é diferente dos valores agora obtidos, passando assim a termos uma base de referência para realizar os estudos de força do punção e retorno elástico.

Sendo assim, e utilizando as equações da lei da evolução (2.1) e (2.2), o material tem os seguintes parâmetros presentes na Tabela 3.14.

Tabela 3.14: Parâmetros das leis de encruamento.

<i>Lei de Swift</i>			<i>Lei de Voce</i>		
k	n	ε_0	A	B	C
613.5	0.282	0.0252	424.5	203.5	9.0465

Utilizando tais parâmetros, as curvas de tensão-extensão por eles definidas estão na Figura 3.28 e Figura 3.29, respetivamente, bem como uma comparação entre elas e a curva experimental, presente na Figura 3.30.

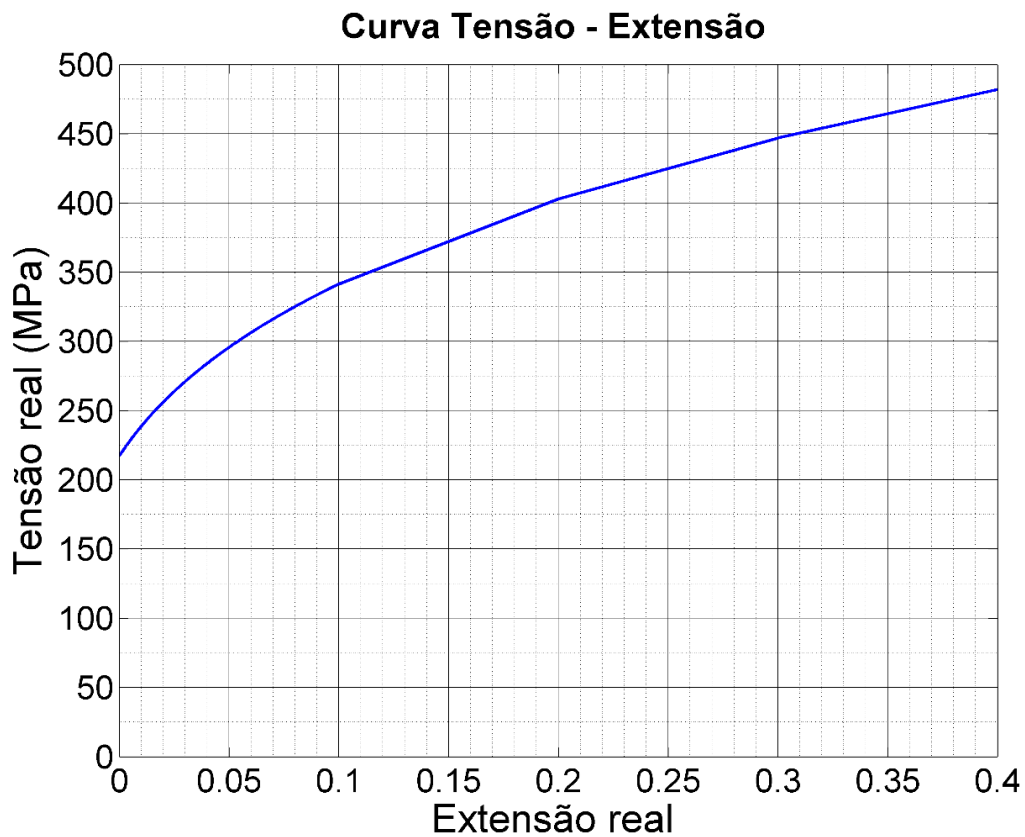


Figura 3.28: Caracterização analítica pela lei de Swift (AZ31).

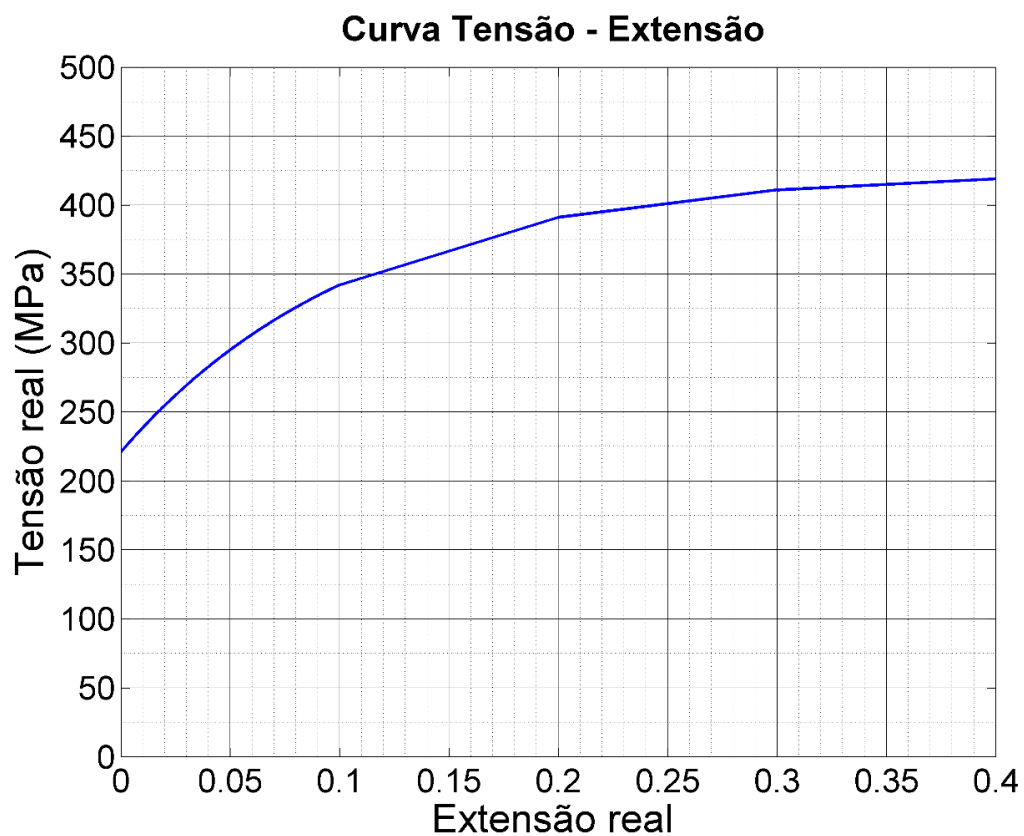


Figura 3.29: Caracterização analítica pela lei de Voce (AZ31).

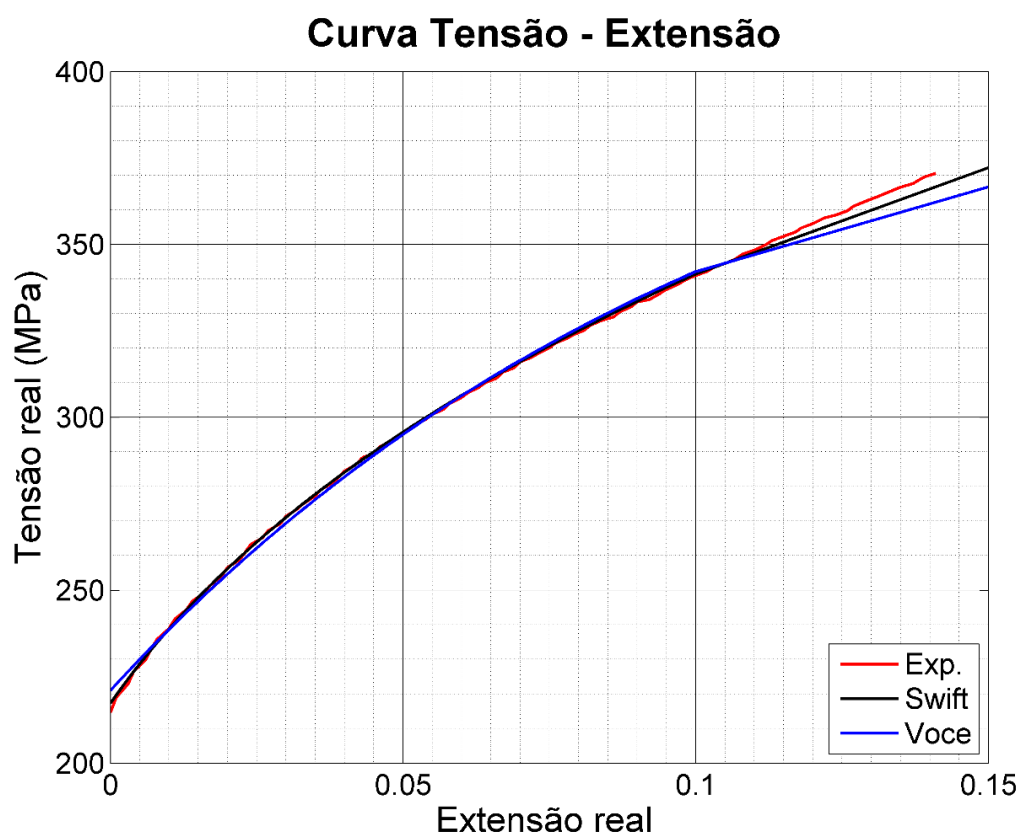


Figura 3.30: Comparação entre a curva experimental e as caracterizações analíticas por Swift e Voce.

Observa-se que estas leis clássicas de encruamento se adequam perfeitamente à curva de tensão-extensão experimental do material, para a gama de deformações presentes na simulação numérica, Figura 3.11.

Para os ensaios experimentais da flexão cilíndrica livre foram utilizados provete com 120 e 0.6 mm de comprimentos e espessura, respetivamente, e larguras de 20, 25 e 30 mm. Também se utilizaram dois deslocamentos do punção.

Na Figura 3.31 e Figura 3.32 mostra-se os ensaios realizados para os dois deslocamentos e o respetivo retorno elástico.

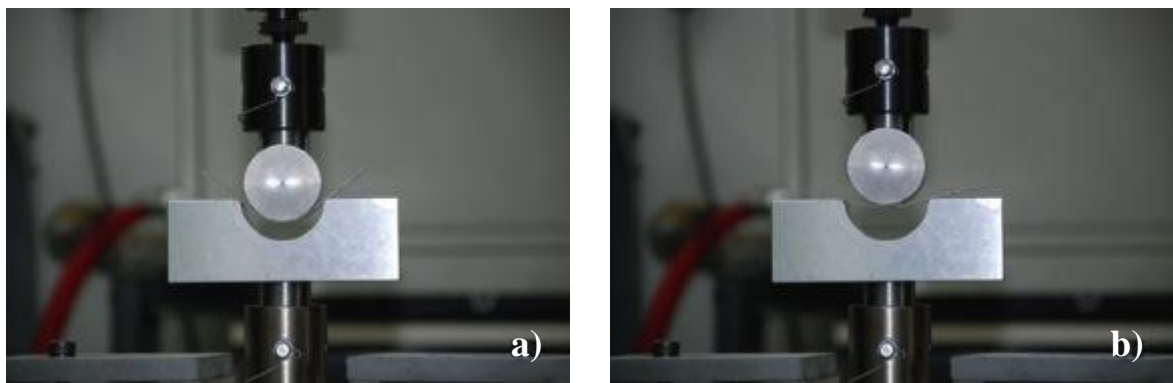


Figura 3.31: Deslocamento do punção de 15 mm. a) Geometria após o deslocamento do punção; b) Geometria após retorno elástico.

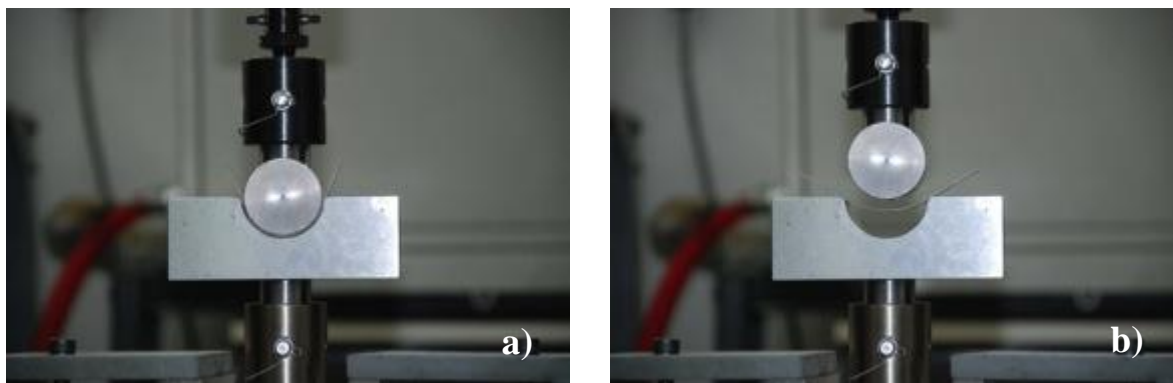


Figura 3.32: Deslocamento do punção de 24 mm. a) Geometria após o deslocamento do punção; b) Geometria após retorno elástico.

Os resultados obtidos para as diferentes condições experimentais referidas estão presentes na Tabela 3.15 e os valores obtidos da força do punção com o seu deslocamento na Figura 3.33, para as diferentes larguras de provetes ensaiadas.

Tabela 3.15: Condições experimentais e ângulos de retorno elástico.

<i>Largura do provete (mm)</i>	<i>Deslocamento do punção (mm)</i>	<i>Ângulo antes de retorno elástico (°)</i>	<i>Ângulo depois de retorno elástico (°)</i>	<i>Ângulo de retorno elástico (°)</i>
20	15.14	103.5	152	48.5
25	15.13	103.5	154	50.5
30	15.05	103.5	154	50.5
20	24.16	44	118	74
25	24.12	44	120	76
30	24.09	45	120	75

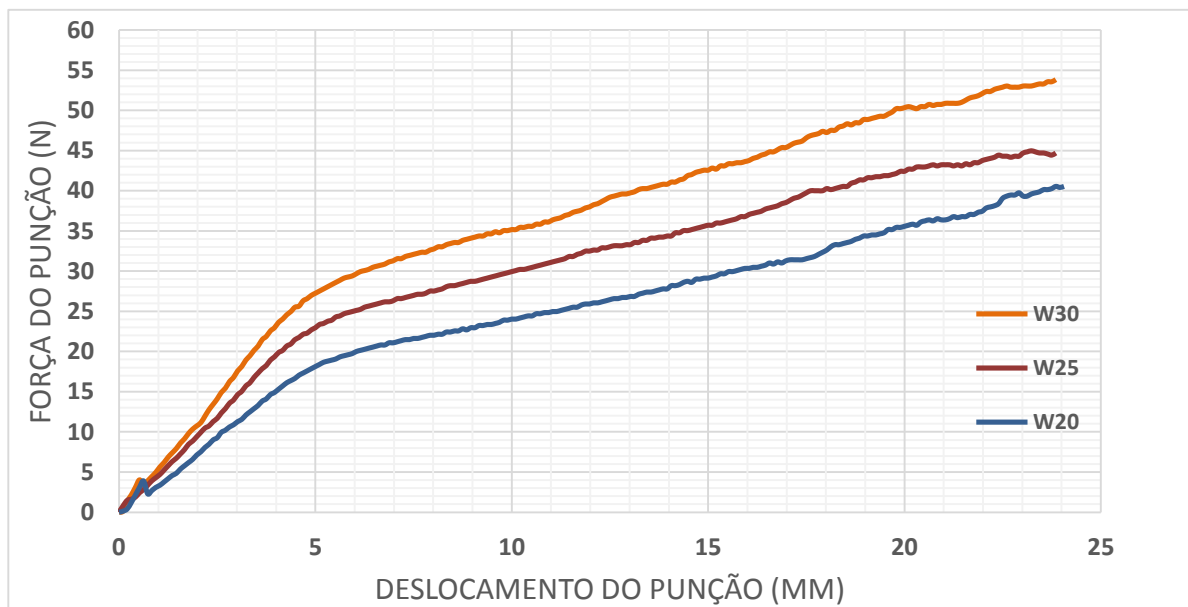


Figura 3.33: Comparação da força do punção com o seu deslocamento para as diferentes larguras do provete.

Tendo estes valores como base de referência procede-se à modelação 2D, sendo posteriormente modelado um modelo tridimensional, a fim validar os respetivos resultados experimentais.

3.3.1 Estudos realizados (Modelação 2D)

Utilizando novamente a modelação 2D, cujo modelo foi anteriormente descrito na secção 3.2.1, procede-se à análise de resultados para a nova caracterização do material.

3.3.1.1 Resultados da análise 2D (*Abaqus/Standard*)

Fazendo uso do segundo método descrito na secção 1.3.2 (subida do punção), procede à análise dos resultados obtidos utilizando o módulo *Abaqus/Standard* com as mesmas condições anteriores, presente na secção 3.2.1.

A Figura 3.34 ilustra o processo de simulação ocorrido, cujo punção tem um deslocamento inverso na vertical após a conformação plástica, permitindo o retorno elástico da chapa.

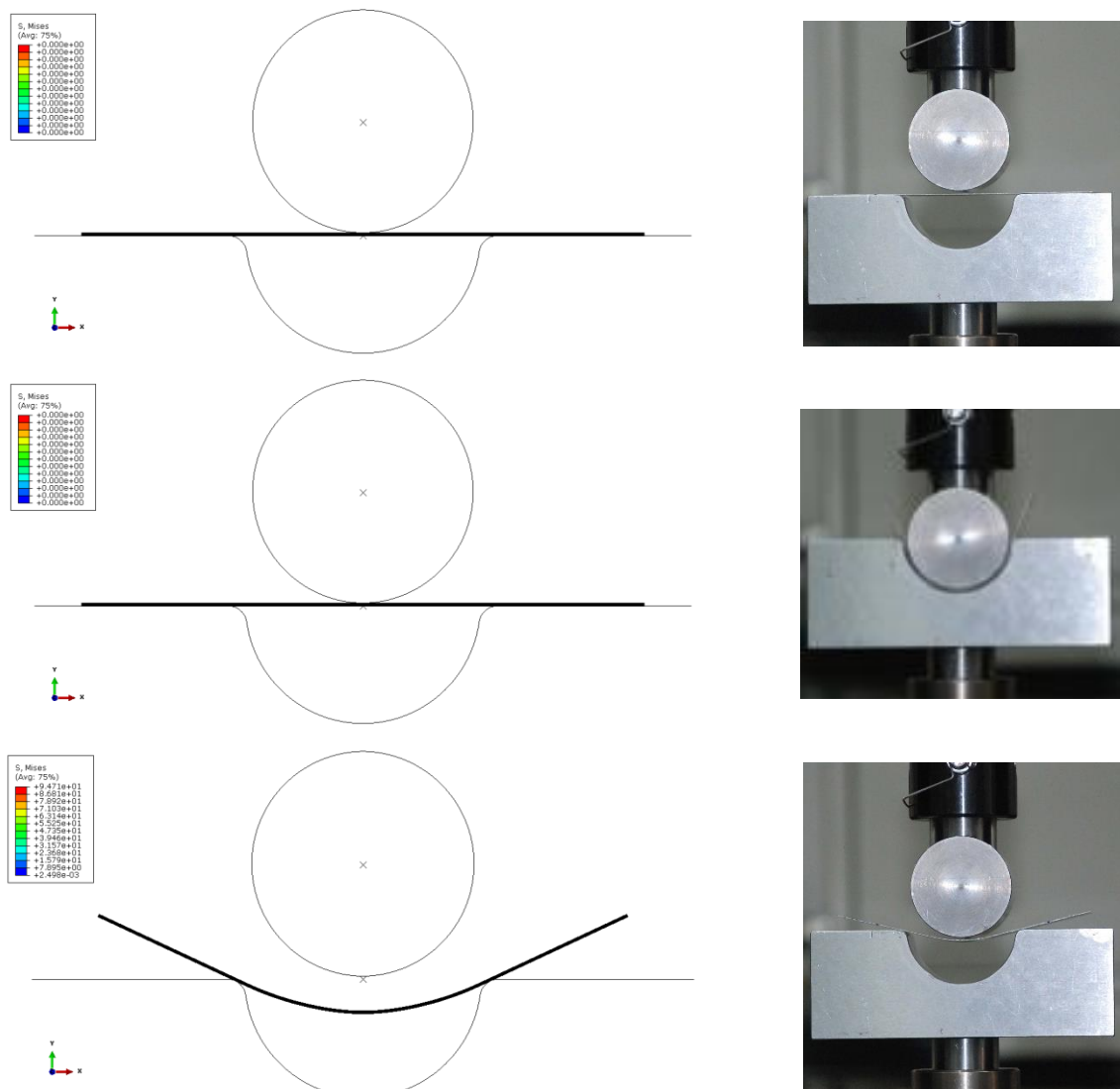


Figura 3.34: Etapas da simulação numérica.

Como foi verificado, o *Abaqus/Explicit* tem um tempo de computação muito superior, sendo um critério para a escolha do *Abaqus/Standard*.

Na Tabela 3.16 está o tempo de cálculo para a descida e subida do punção.

Tabela 3.16: Tempo de cálculo para a malha utilizada no ensaio de flexão cilíndrica livre.

<i>Malha</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
E40C8	03:20

Numa primeira observação na Figura 3.35, onde se ilustra a variação da força do punção com o seu deslocamento, é visível que a curva tem uma forma suave e com pequenas oscilações como as obtidas nas simulações prévias.

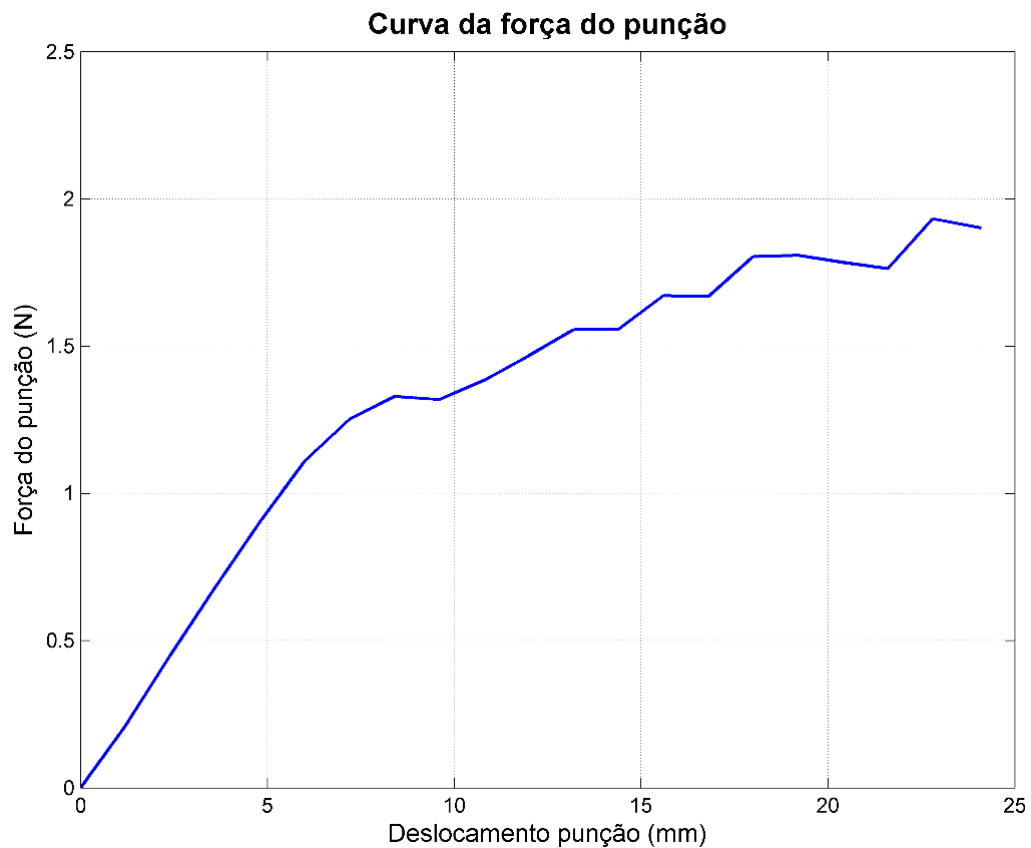


Figura 3.35: Comparação da força do punção para os diferentes deslocamentos.

Por fim, a Figura 3.36 apresenta os novos valores numéricos do retorno elástico $\Delta\alpha$.

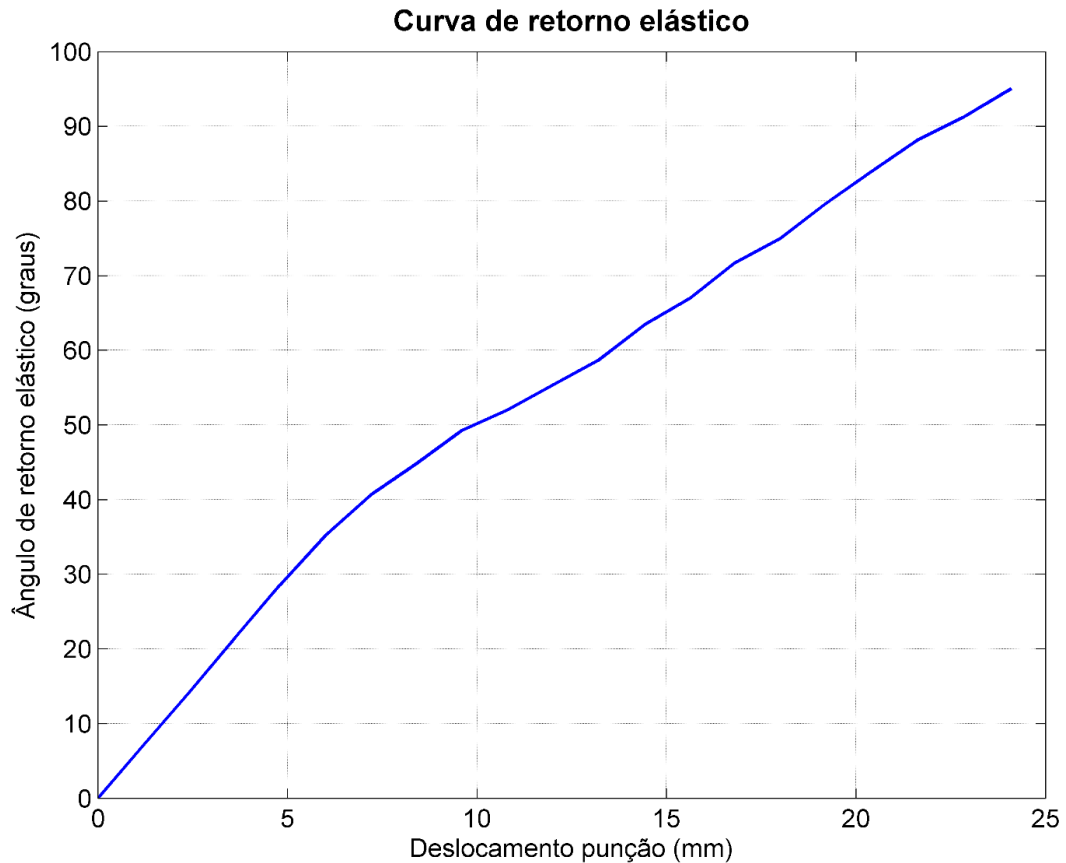


Figura 3.36: Ângulo da chapa após retorno elástico para a malha E40C8.

Como se pode verificar, o ângulo do retorno elástico aumenta face aos resultados obtidos na análise da caracterização anterior (secção 3.2.1.2, Figura 3.23). Isto deve-se à tensão limite de elasticidade obtida pelos ensaios experimentais ser superior à anteriormente modelada.

Contudo, devido ao modelo ser bidimensional, os resultados obtidos pela simulação numérica não são afetados pelos efeitos da dobragem lateral.

Tal fato apoia a utilização de uma modelação tridimensional.

3.3.2 Estudos realizados (Modelação tridimensional – elementos sólidos)

Para a modelação tridimensional do ensaio de flexão cilíndrica livre têm-se em conta a largura da chapa para além do comprimento e espessura. Como existem dois planos de simetria, só um quarto da análise numérica é feita, simplificando desta forma o problema.

Nas primeiras simulações, estuda-se a influência da largura da chapa na variação da força do punção e retorno elástico.

O modelo utilizado para a simulação do ensaio de flexão cilíndrica livre é representado na Figura 3.37.

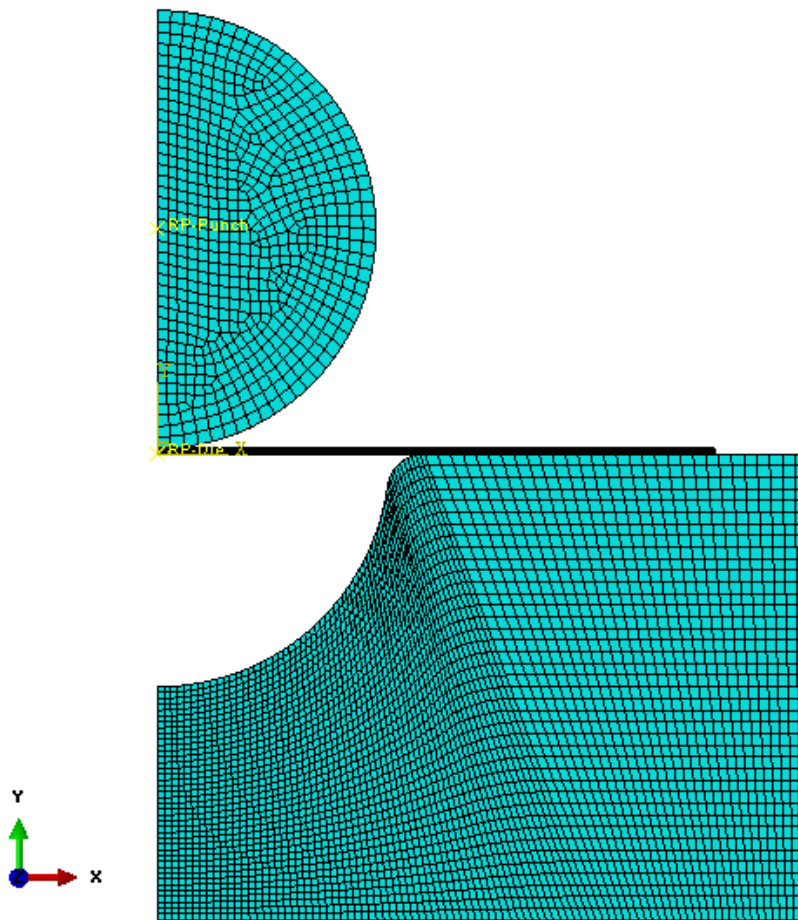


Figura 3.37: Modelo tridimensional com elementos sólidos discretizado.

A matriz e o punção são modelados como sendo ferramentas rígidas com elementos de oito nós (R3D4), sendo a discretização nas superfícies de contato a descrita na modela 2D, secção 3.2.1.

A chapa é do tipo deformável com comportamento elasto-plástico. É composto por elementos de oito nós com integração reduzida (C3D8R). O número pelo qual é constituído depende do tipo de largura utilizado, sendo o número de elementos presente 3 vezes a largura da chapa. Por exemplo, para uma largura de 30 mm, e devido à simetria passamos a ter 15 mm de largura no modelo, contendo este 45 elementos ao longo da largura.

O número de elementos finitos ao longo do comprimento e da espessura já foi definido na modelação e análise 2D (secção 3.2.1.3).

A Figura 3.38 ilustra os exemplos de refinamento utilizado ao longo da largura da chapa tendo em conta os critérios anteriores para a zona assinalada com o círculo vermelho e a Tabela 3.17 o número de elementos finitos que constituem cada malha.

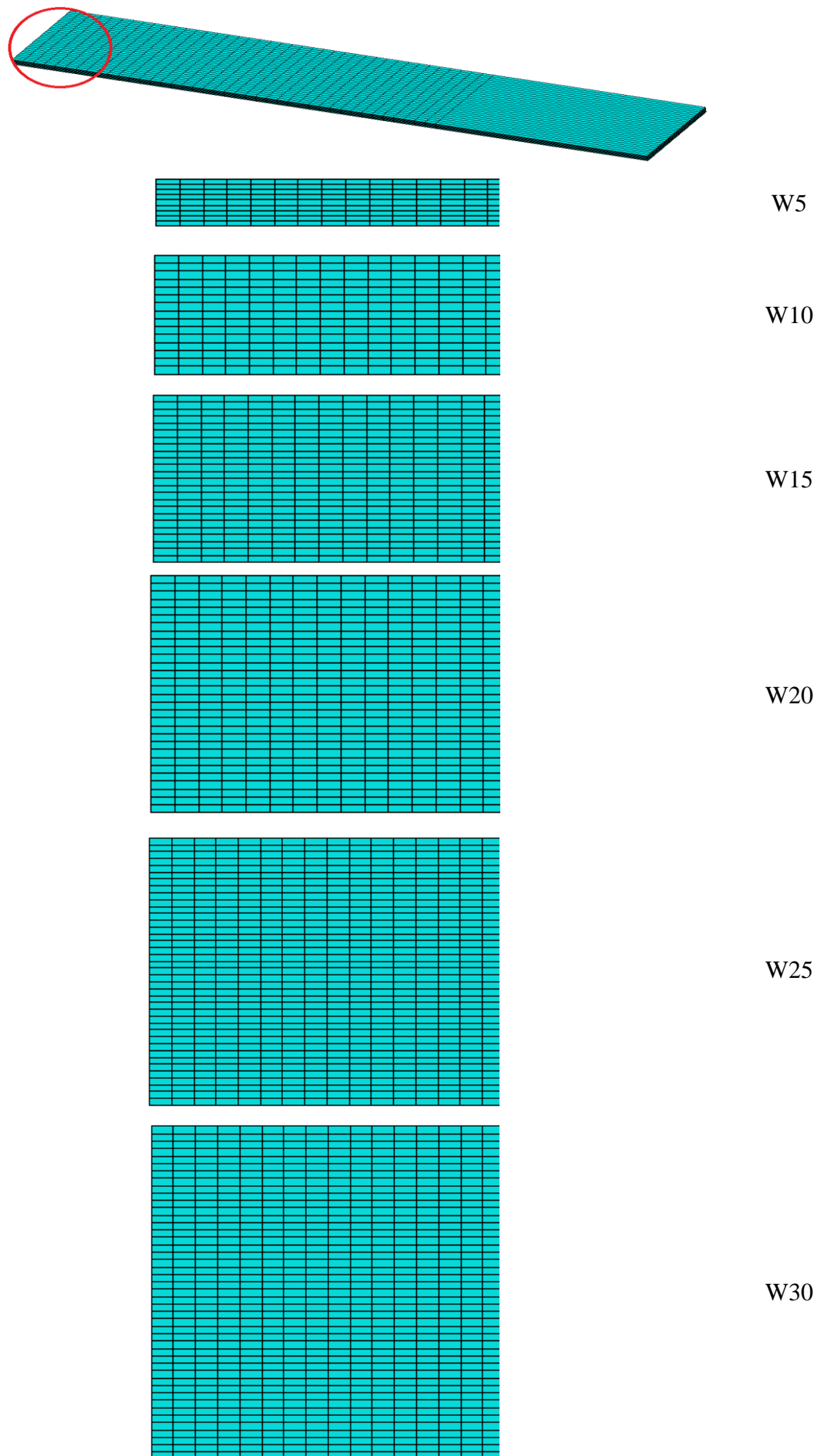


Figura 3.38: Exemplos de malha utilizadas na chapa para as diferentes larguras.

Tabela 3.17: Características numéricas das malhas de elementos finitos utilizadas na modelação tridimensional

<i>Largura da chapa [mm]</i>	<i>Número de elementos</i>
W5	2952
W10	4920
W15	7872
W20	9840
W25	12792
W30	14760

Na Tabela 3.18 são apresentados o número de elementos que constituem a ferramenta.

Tabela 3.18: Número de elementos finitos das ferramentas da simulação numérica.

<i>Ferramenta</i>	<i>Número de elementos</i>
Punção	1328
Matriz	7624

Na partição definida a 20 mm da extremidade, é composto somente por um elemento em comprimento, variando depois em espessura como descrito na secção 3.2.1, Figura 3.4.

As várias condições de fronteira aplicadas ao modelo são de simetria no eixo Ox e Oy , tanto para as ferramentas como para a chapa, encastramento na matriz, permissão somente do deslocamento na vertical do punção. O ensaio termina quando o punção e a matriz são concêntricos, ou seja, através da aplicação de um deslocamento na vertical do punção.

Para a obtenção de resultados é utilizada uma análise dinâmica-explicita utilizando o *Abaqus/Explicit*.

3.3.2.1 Resultados da análise tridimensional com elementos sólidos (Abaqus/Explicit)

Ao longo da conformação plástica da chapa, são retirados vários dados referentes ao punção e à chapa, tais como, a evolução da força do punção com o seu deslocamento em função da largura da chapa, bem como o ângulo obtido com o deslocamento do punção. Devido à variação da largura da chapa, é também analisada na parte central a geometria da mesma.

O tempo de computação necessário para as diferentes malhas de elementos finitos e o número de elementos finitos que as constituem são apresentados na Tabela 3.19.

Tabela 3.19: Tempos de cálculo e número de elementos para as diferentes larguras da chapa utilizadas no ensaio de flexão cilíndrica livre.

<i>Largura da chapa (mm)</i>	<i>Número de elementos da chapa</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
5	2952	66:37
10	4920	97:44
15	7872	151:15
20	9840	192:44
25	12792	207:55
30	14760	234:58

Numa primeira observação na Figura 3.39, onde se ilustra as diversas variações da força do punção com o seu deslocamento, variando a largura da chapa, é visível a ocorrência de oscilações novamente, devido ao método de análise utilizado, não se podendo concluir nada em concreto.

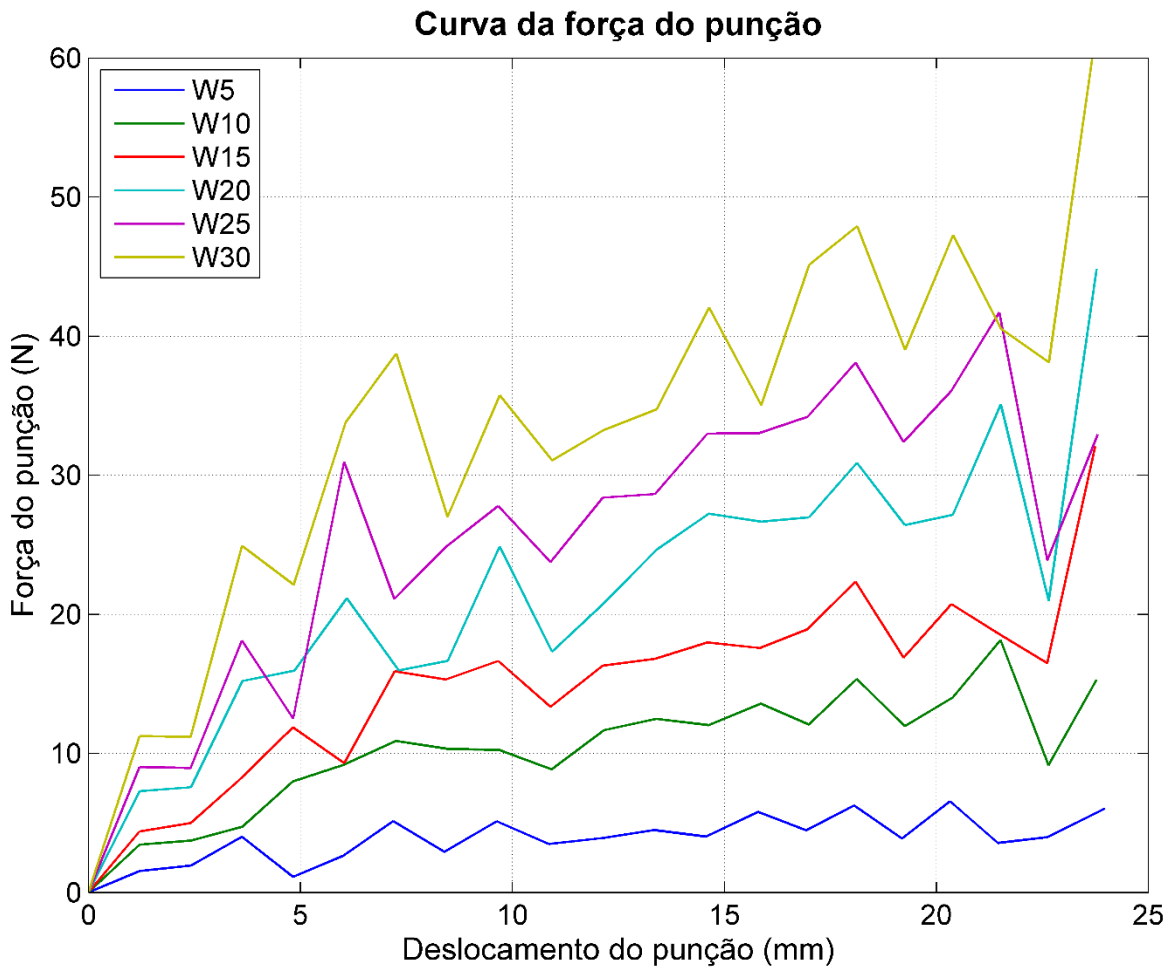


Figura 3.39: Variação da força do punção com o seu deslocamento para diferentes larguras.

Observando os resultados da força do punção, à medida que a largura da chapa aumenta, a força do punção também aumenta para o mesmo deslocamento do punção, como seria de esperar. Apesar das oscilações presentes, os valores obtidos são um pouco superiores aos resultados experimentais

Os resultados obtidos da variação de retorno elástico devido ao deslocamento do mesmo para as diferentes larguras da chapa são apresentados na Figura 3.40.

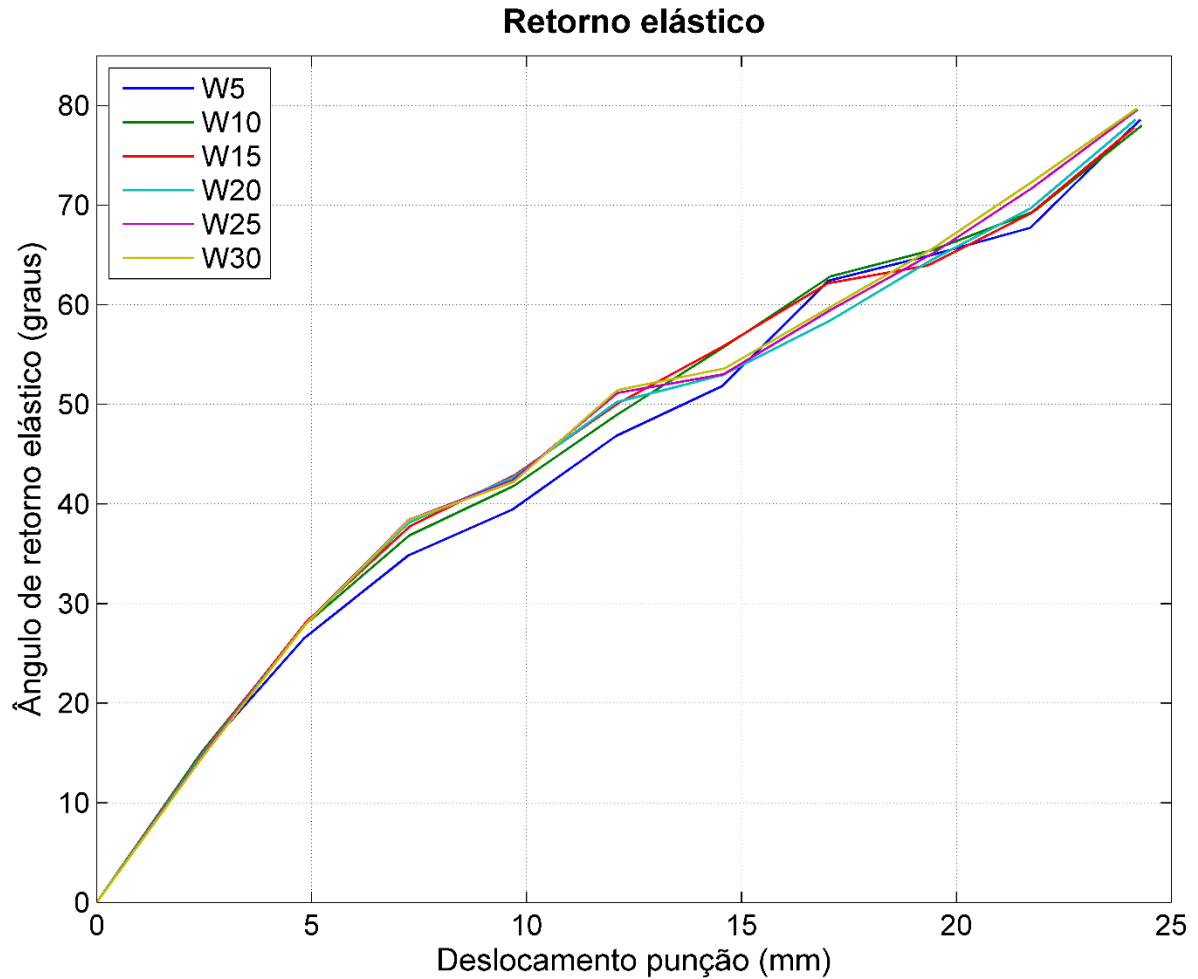


Figura 3.40: Variação de retorno elástico com o deslocamento do punção para as diferentes larguras da chapa

Após a comparação de resultados do ângulo de retorno elástico verifica-se que para o mesmo deslocamento do punção, chapas com menos de 25 mm de largura não são suficientes para se obterem resultados válidos, pois para larguras de 25 mm e 30 mm, o retorno elástico obtido é o mesmo.

Contudo após a análise da simulação numérica verificou-se outra alteração da geometria final da chapa, causada pelo efeito de bordo. Na Figura 3.41 pode-se observar essa deformação.

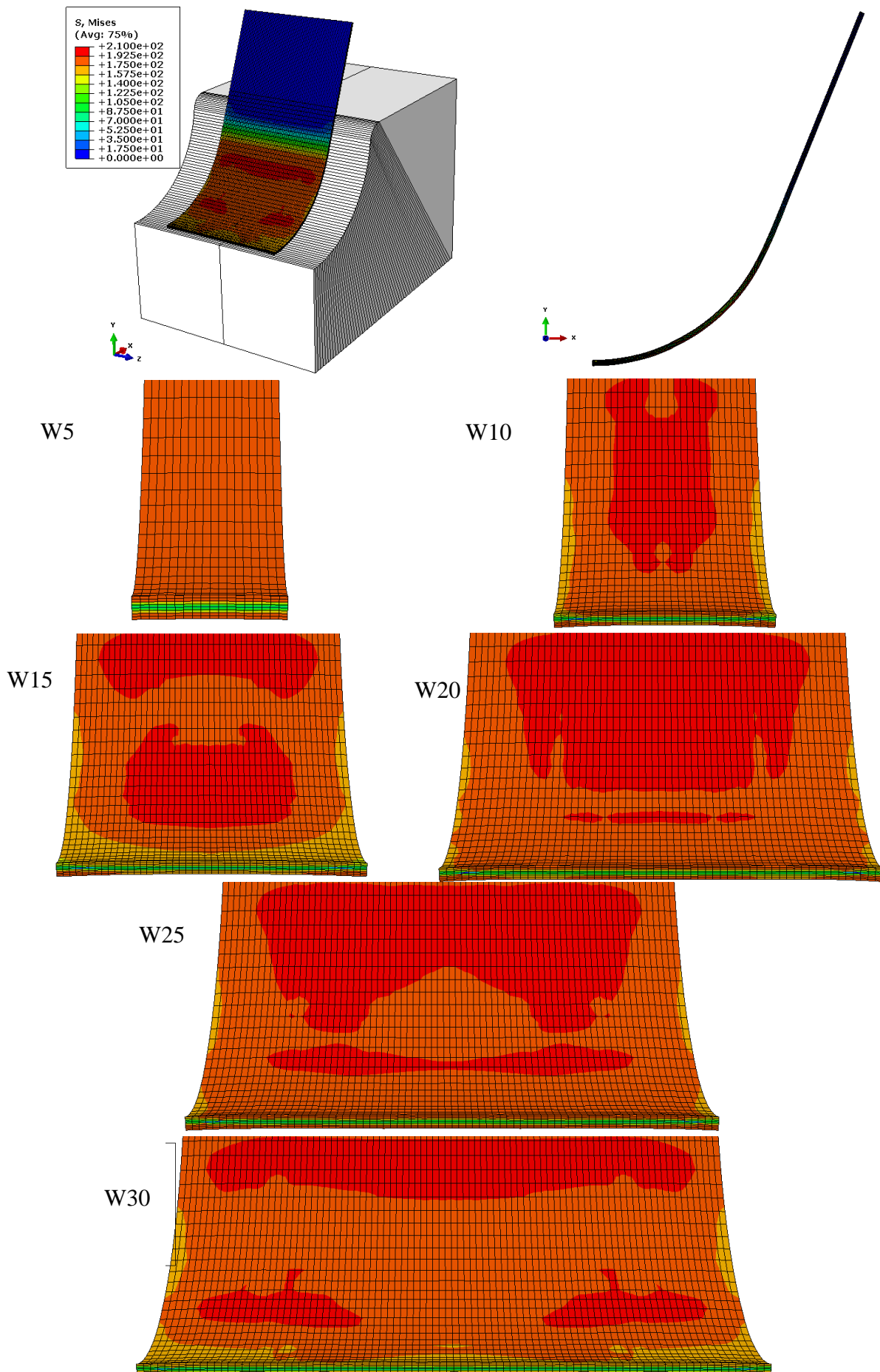


Figura 3.41: Comparação da deformação na parte central para as diferentes larguras.

3.3.3 Estudos realizados (Modelação tridimensional – elementos casca)

A modelação tridimensional utilizando elementos casca, assenta nas mesmas condições da modelação tridimensional para elementos sólidos presente na secção 3.3.2.

O modelo utilizado para a simulação do ensaio de flexão cilíndrica livre é representado na Figura 3.42.

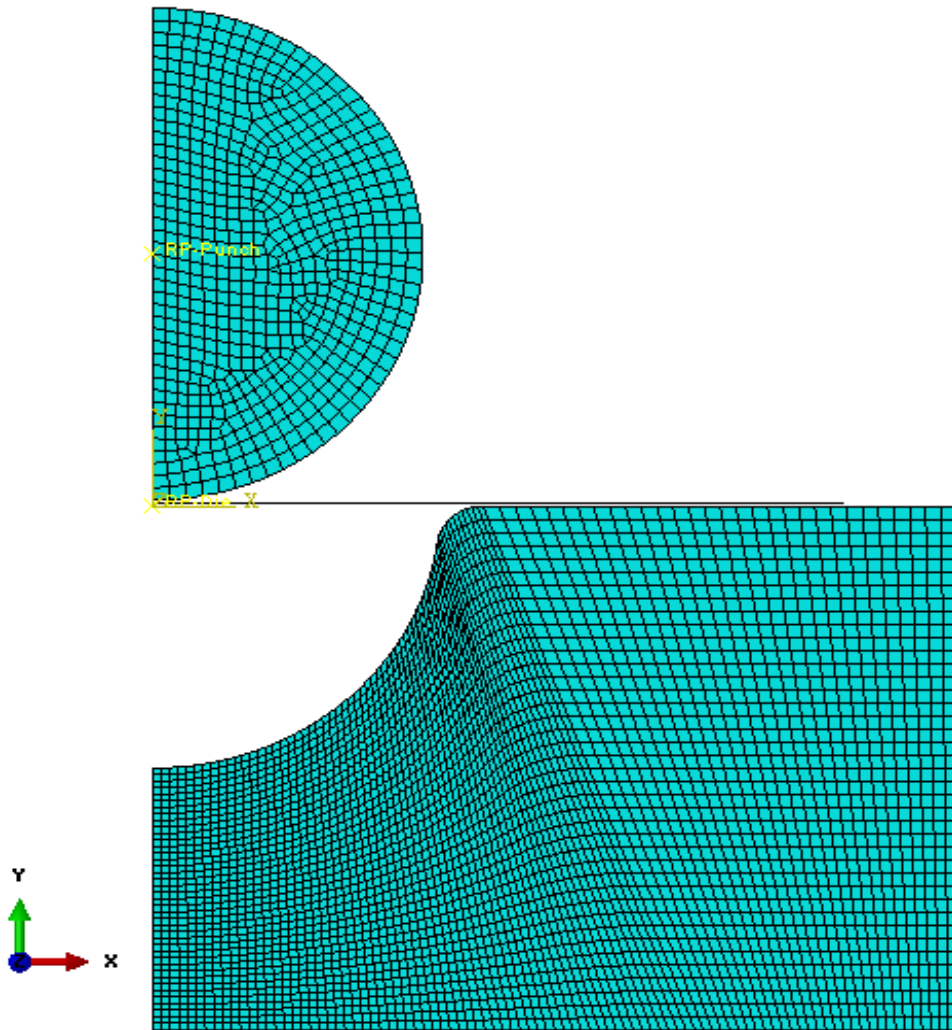


Figura 3.42: Modelo numérica com chapa do tipo casca discretizado.

A matriz e o punção são modelados como sendo ferramentas rígidas. A chapa é do tipo deformável com comportamento elasto-plástico. É composto por elementos de 4 nós tipo casca (S4) e contém 11 pontos de integração.

Para a obtenção de resultados é utilizado o *Abaqus/Standard*.

3.3.3.1 Resultados da análise tridimensional com elementos casca (Abaqus/Standard)

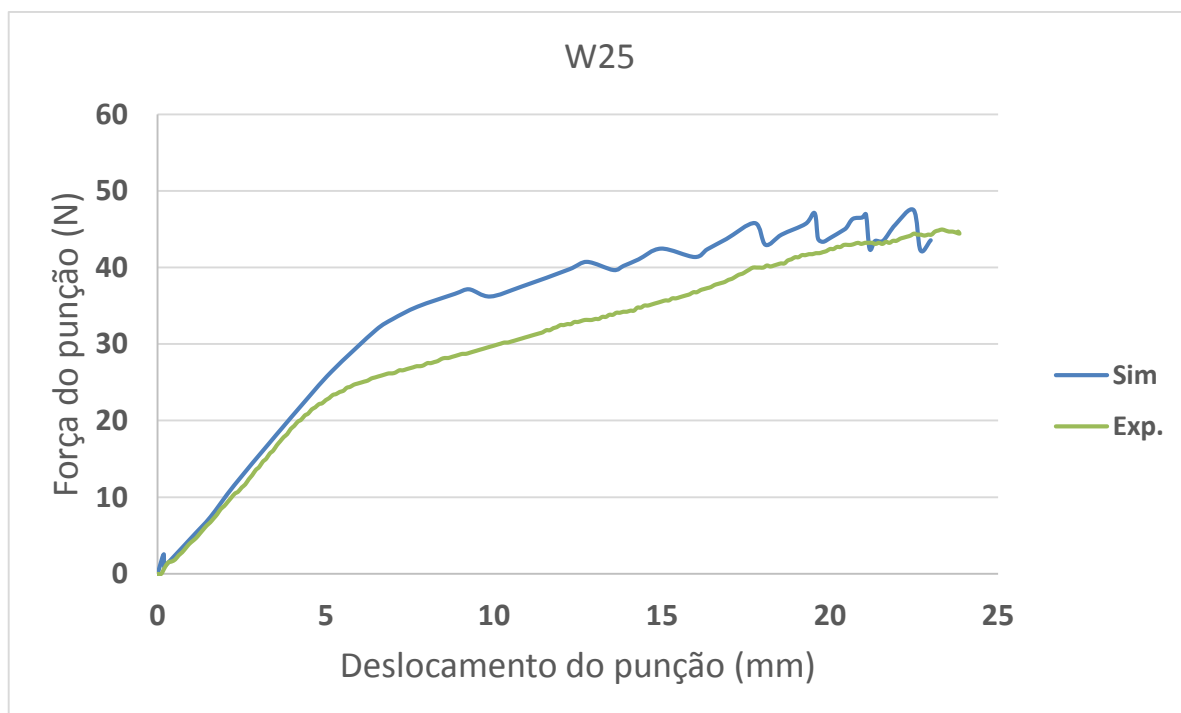
Ao longo da conformação plástica da chapa, são retirados vários dados referentes ao punção e à chapa, tais como, a evolução da força do punção com o seu deslocamento em função da malha de elementos finitos, bem como o ângulo obtido com o deslocamento do punção.

O tempo de computação necessário para as diferentes malhas de elementos finitos e o número de elementos que a constitui é apresentado na Tabela 3.20.

Tabela 3.20: Tempos de cálculo e número de elementos para as diferentes larguras da chapa utilizadas no ensaio de flexão cilíndrica livre.

<i>Largura da chapa (mm)</i>	<i>Número de elementos da chapa</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
25	533	9:45
30	615	10:34

Na Figura 3.43 e compara-se a curva da força do punção para as larguras da chapa de 25 mm e 30 mm, respetivamente, com os valores obtidos experimentalmente.



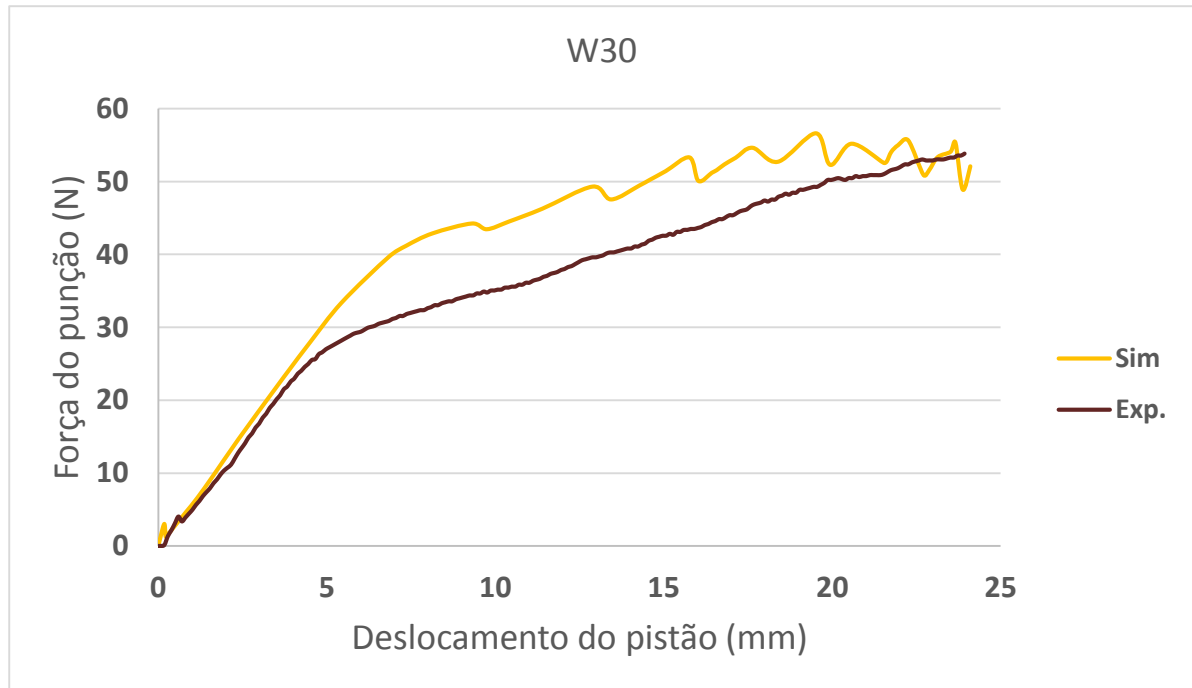


Figura 3.43: Variação da força do punção com o seu deslocamento para diferentes larguras.

É possível observar que os resultados se encontram um pouco acima dos experimentais, tal fato pode estar relacionado com o *stress differential* não estar presente na simulação numérica, sendo os valores de tração e compressão iguais.

Para tal, verifica-se se os valores de retorno elástico obtidos na simulação numérica, se encontram dentro da faixa dos valores obtidos experimentalmente para as duas situações de deslocamento do punção.

Sendo assim, na Figura 3.44 são apresentados os resultados obtidos do retorno elástico.

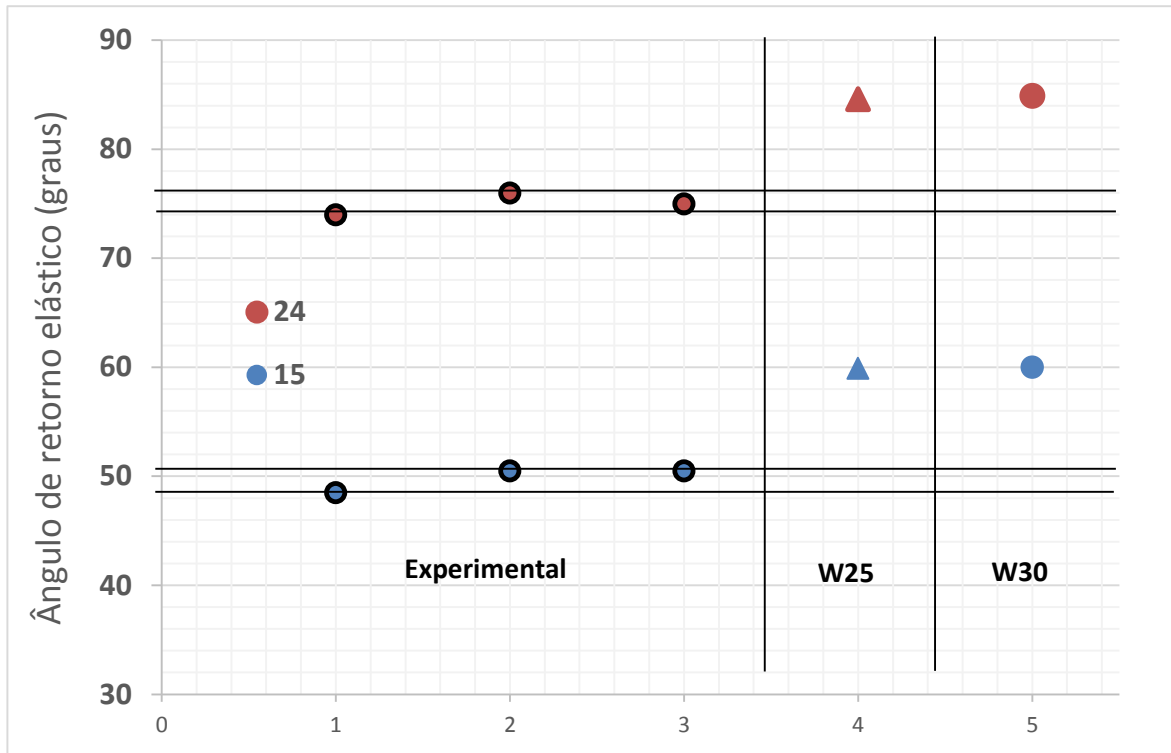


Figura 3.44: Comparação do ângulo de retorno elástico da simulação numérica com o experimental

Como é evidente, a falta do efeito do *stress differential* faz com que os valores obtidos na simulação numérica seja superiores aos valores obtidos experimentalmente.

Para tal, a simulação numérica faz uso de uma subrotina de utilizador do *Abaqus* (*UMAT*) que tem em conta as tensões de compressão do material (Sheng. H. Wu 2013).

São utilizados parâmetros da literatura presentes na Tabela 3.21 para a utilização da seguinte equação (Khan 2011):

$$\sigma_Y = \sigma_0 + K * [1 + \tanh[Q(\bar{\epsilon}^p + \epsilon_0)]] \quad (3.1)$$

Tabela 3.21: Parâmetros usados na equação de compressão .

σ_0	K	Q	ϵ_0
140.641	98.019	88.762	-0.015

Contudo, são necessários mais dados para proceder ao cálculo do retorno elástico, que o *software Abaqus* necessita. É necessário calcular um parâmetro designado *Transverse Shear Stiffnesses* (coeficiente de corte transversal) usando as seguintes equações:

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (3.2)$$

$$K_{11} = \frac{5}{6} * G * t = K_{22} \quad K_{12} = 0 \quad (3.3)$$

A equação (3.2) dá-nos o módulo que permite calcular os parâmetros necessários na equação (3.3), estando presentes na Tabela 3.22 os valores obtidos.

Tabela 3.22: Parâmetros de rigidez de corte transversal.

K_{11}	K_{22}	K_{12}
8333.33	8333.33	0

O tempo de computação necessário para o *stress differential* nas diferentes larguras de chapa é apresentado na Tabela 3.23.

Tabela 3.23: Tempos de cálculo para as diferentes larguras da chapa utilizando o *stress differential*.

<i>Largura da chapa (mm)</i>	<i>Tempo Total de CPU (min)</i>
25	9:45
30	10:34

Na Figura 3.45 compara-se a curva da força do punção para as larguras da chapa de 25 mm e 30 mm, respetivamente, com os valores obtidos experimentalmente.

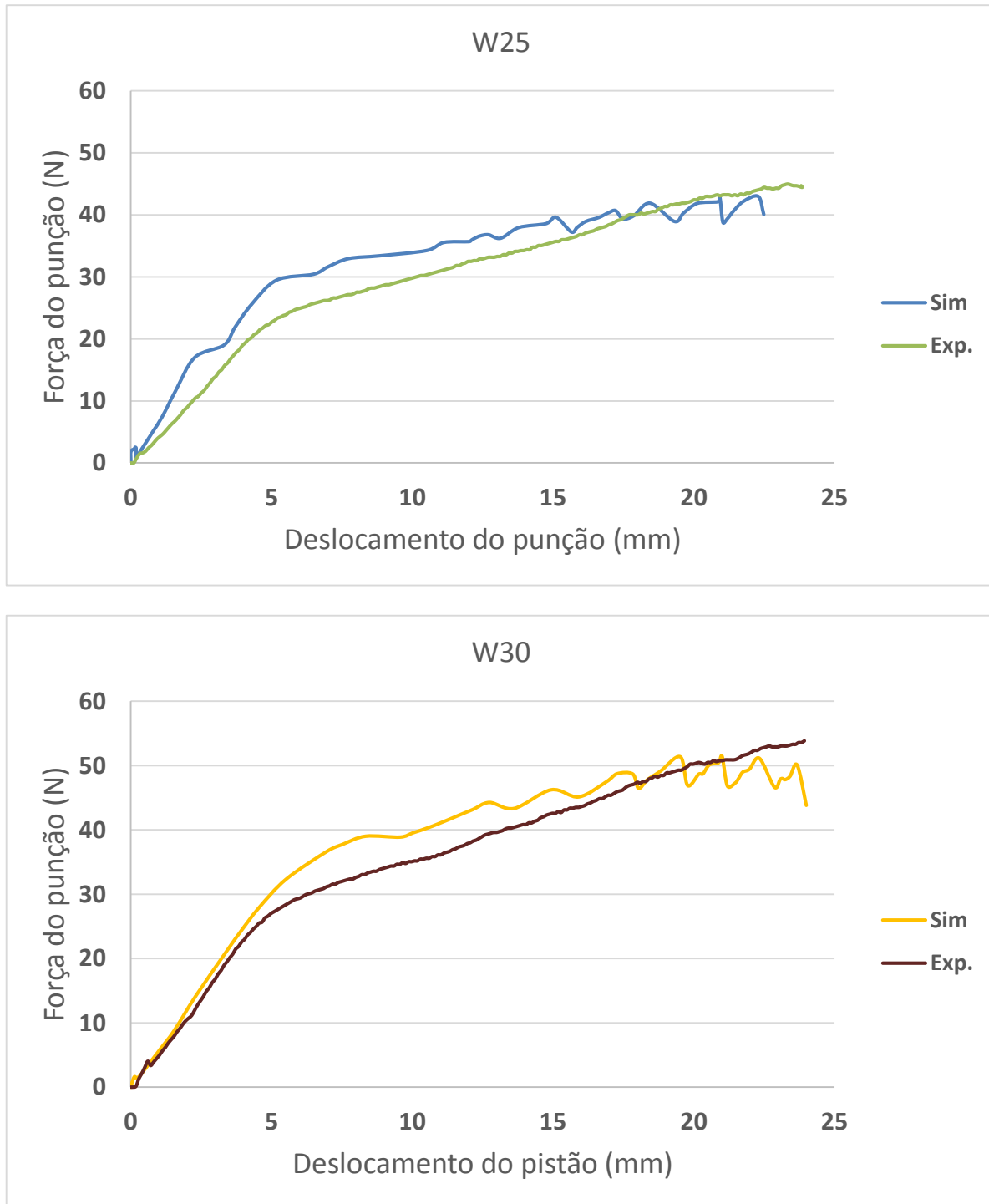


Figura 3.45: Variação da força do punção com o seu deslocamento utilizando o *stress differential* para diferentes larguras.

Na Figura 3.46 estão presentes as comparações entre a utilização do *stress differential* e a não utilização do mesmo.

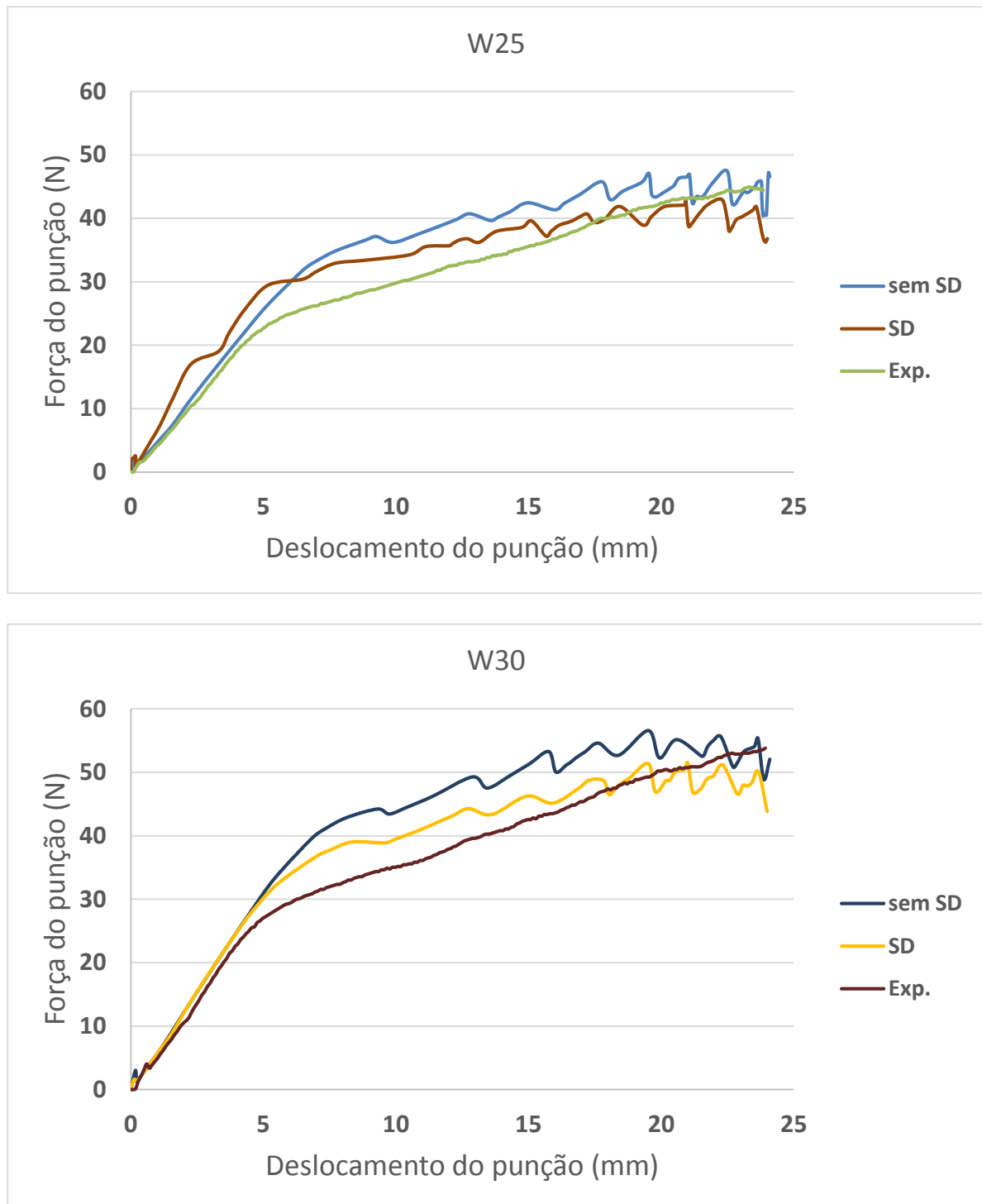


Figura 3.46: Comparação da força do punção com a utilização ou não de *stress differential*.

É possível observar que os resultados se encontram um pouco acima dos experimentais, tal fato pode estar relacionado com a caracterização mecânica da liga de magnésio AZ31 à compressão utilizar valores presentes na literatura.

Verificam-se os valores de retorno elástico obtidos na simulação numérica, se encontram dentro da faixa dos valores obtidos experimentalmente para as duas situações de deslocamento do punção.

Sendo assim, na Figura 3.47 são apresentados os resultados obtidos do retorno elástico.

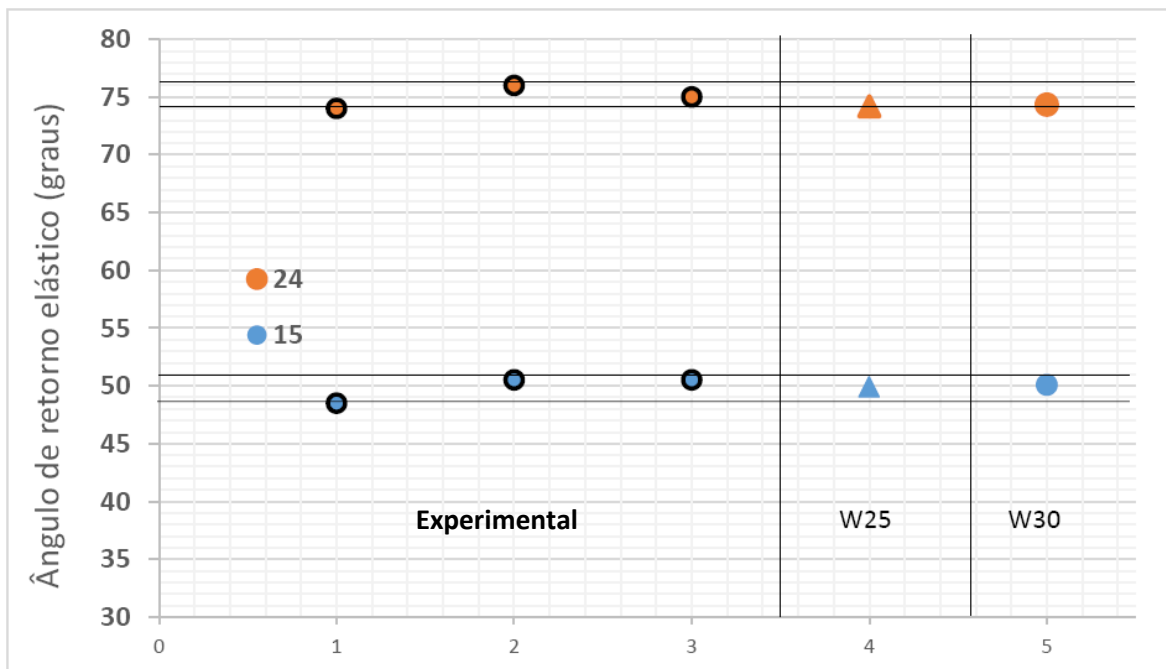


Figura 3.47: Comparação do ângulo de retorno elástico da simulação numérica com o experimental

Como é evidente, o efeito do *stress differential* faz com que os valores obtidos na simulação numérica estejam dentro da gama dos valores obtidos experimentalmente. Isto demonstra que o efeito no retorno elástico é evidente, sendo por isso algo importante a ter em consideração.

Para uma melhor perceção dos resultados obtidos fazendo uso do *stress differential* ou a não utilização dele, é possível observar na Figura 3.48 a evolução do ângulo final da chapa após a retirada das ferramentas para as largura de 25 mm e 30 mm, respetivamente.

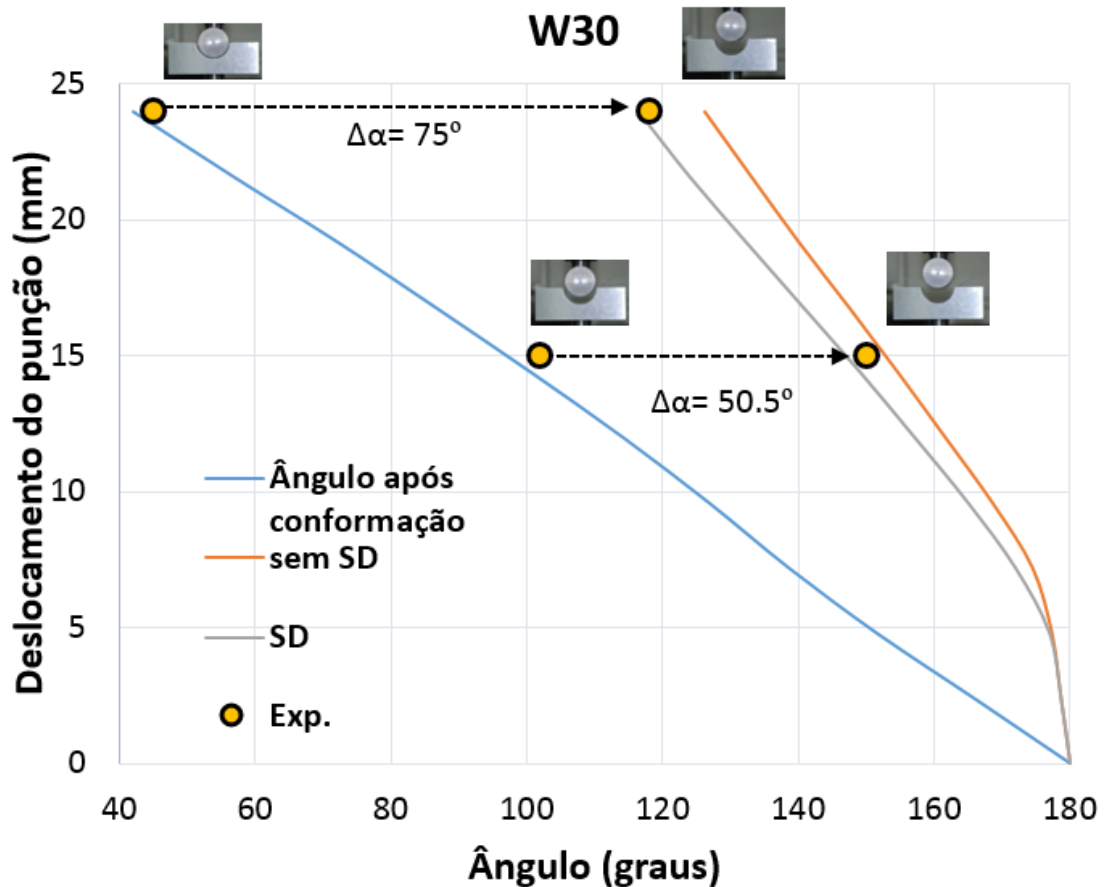
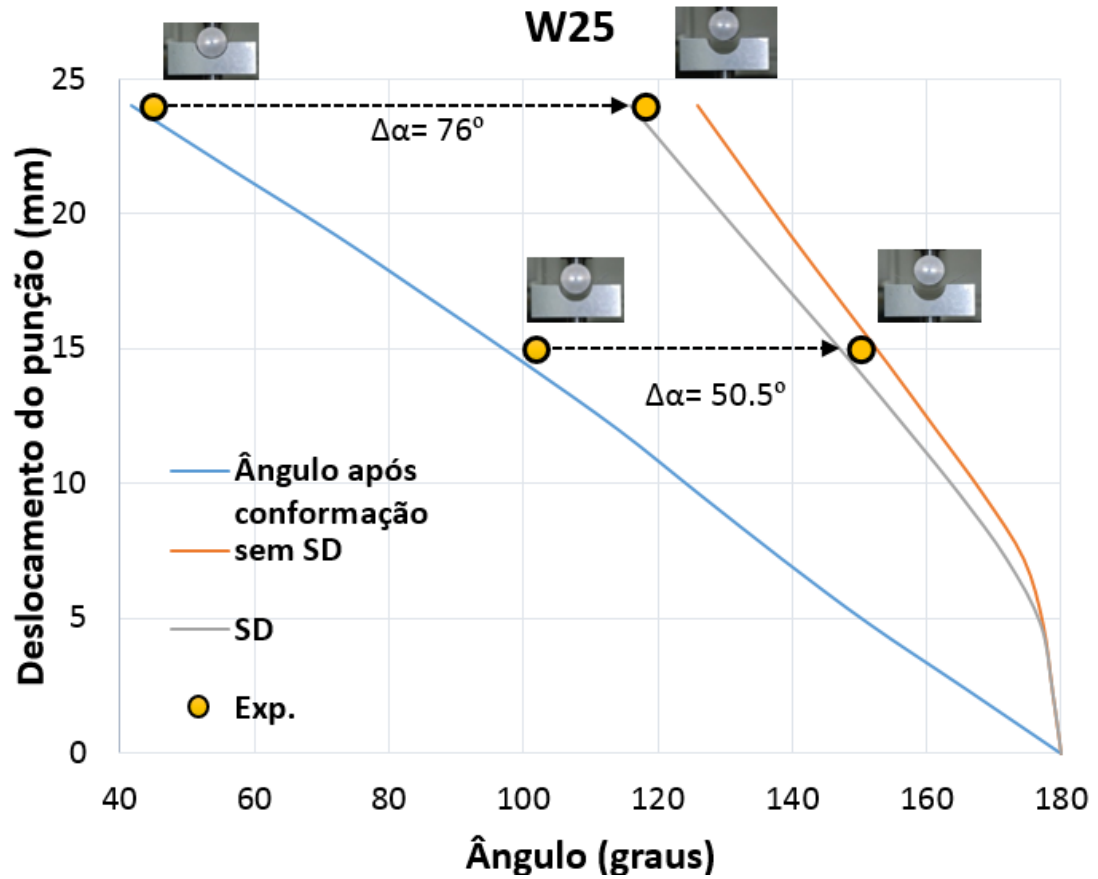


Figura 3.48: Comparação do ângulo da chapa para a utilização do *stress differential* para as diferentes larguras.

Durante o processo de conformação, o lado interior da chapa encontra-se à compressão, o oposto do lado exterior, que se encontra à tração. Contudo, quando o punção inverte o seu movimento, o lado interior da chapa fica à tração e o exterior à compressão, resultado no retorno elástico da chapa. Para analisar qual a influência do *stress differential*, na Figura 3.50 e Figura 3.51 pode-se observar as diferenças obtidas no contorno das tensões no fim da conformação (antes do retorno elástico) e depois do retorno elástico, para o lado exterior e interior da chapa, respetivamente.

A Figura 3.49 ilustra para as duas etapas a compressão e tração em ambos os lados da chapa.

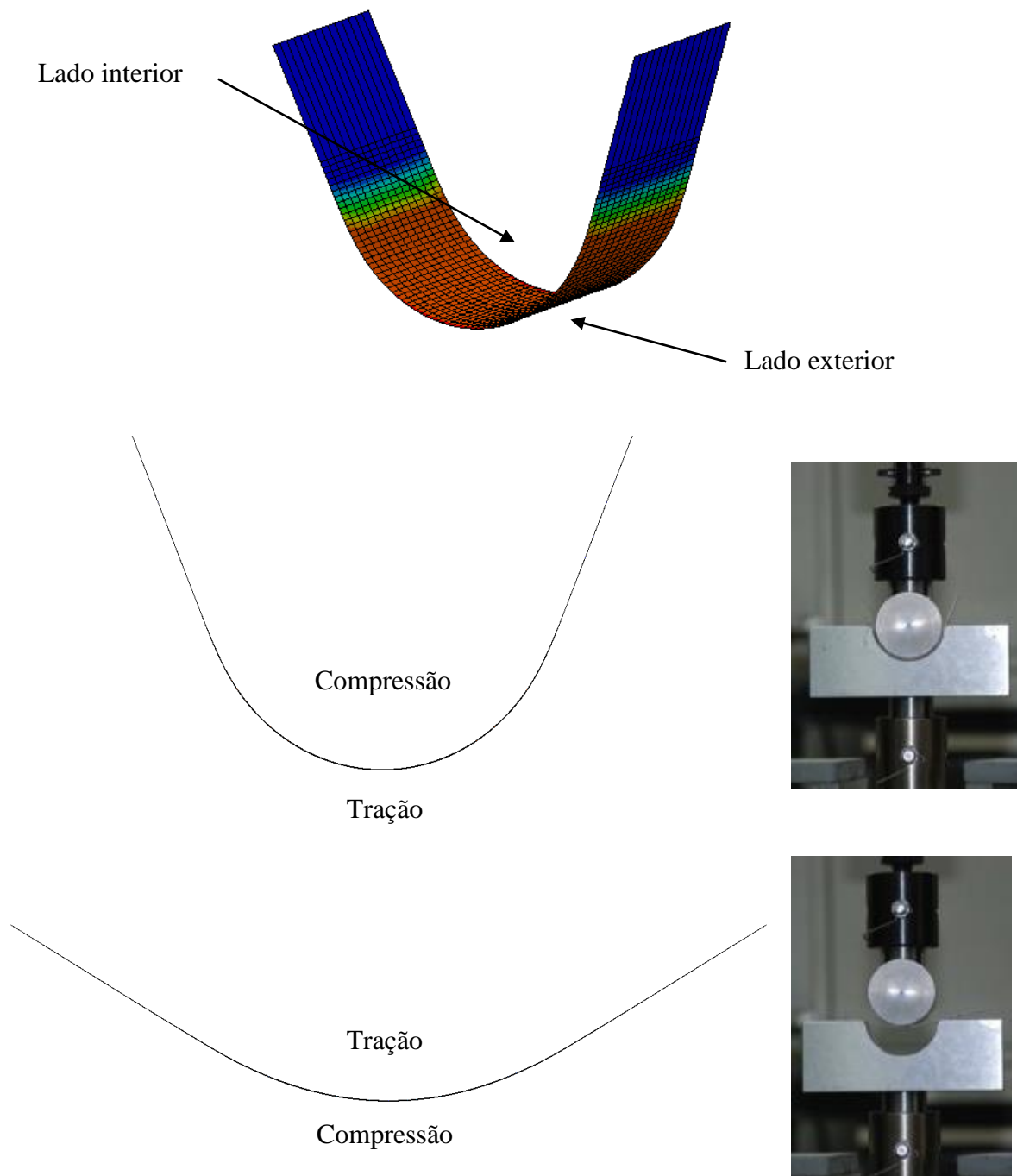


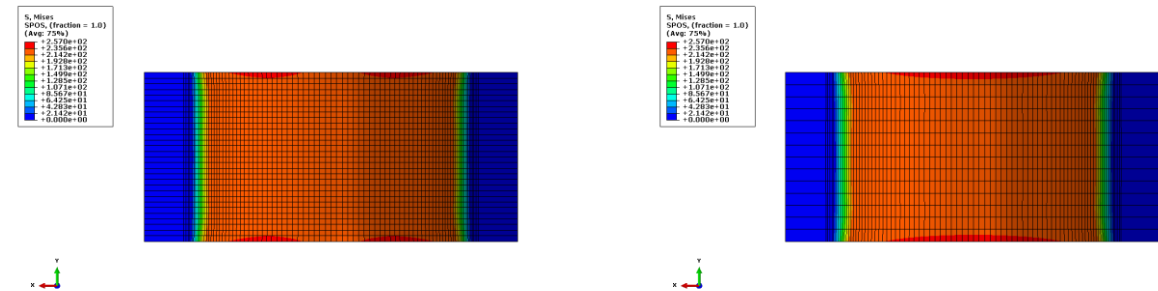
Figura 3.49: Esquema das tensões presentes ao longo da conformação e após a retirada das ferramentas.

Lado Exterior

Sem SD

Com SD

Fim da conformação



Depois do retorno elástico

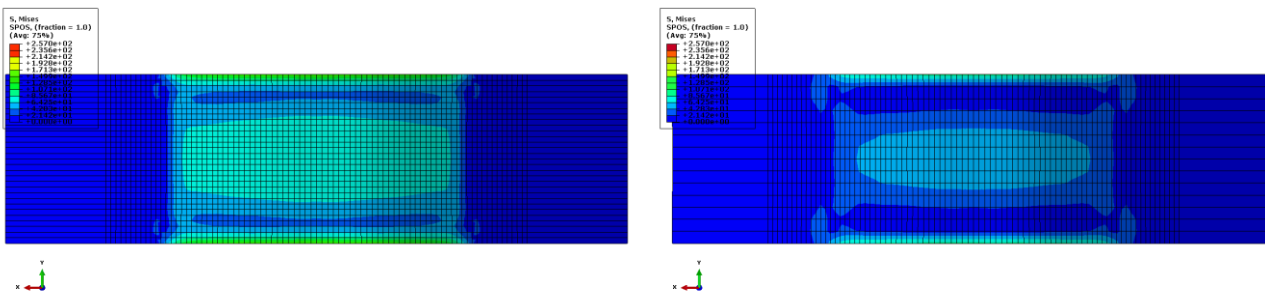


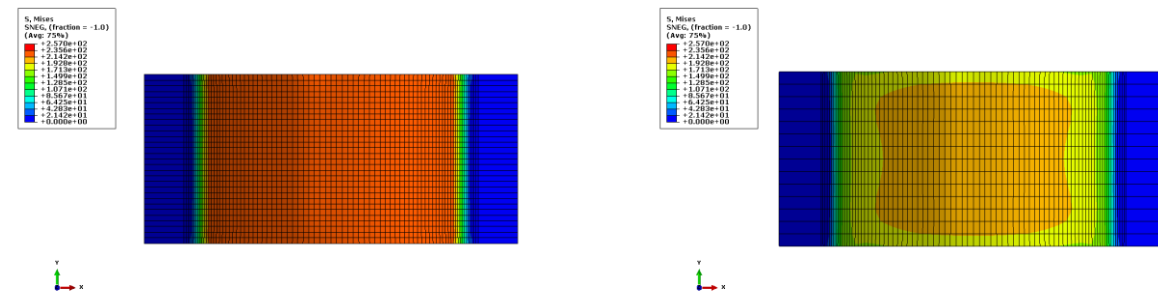
Figura 3.50: Contorno de tensões para o lado exterior da chapa.

Lado Interior

Sem SD

Com SD

Fim da conformação



Depois do retorno elástico

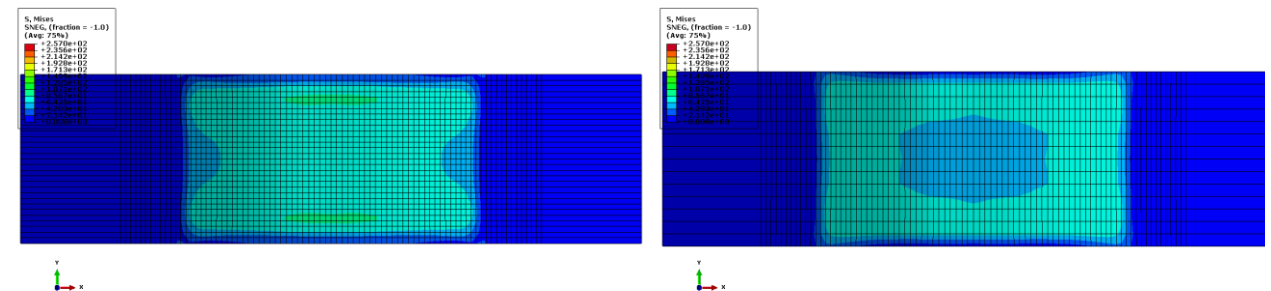


Figura 3.51: Contorno de tensões para o lado interior da chapa.

Como é possível observar, a presença de um *stress differential* provoca contornos de tensões diferentes para a compressão e para a tensão.

Na Figura 3.52 é possível ver a trajetória dos pontos de integração usados para as tensões σ_{11} ao longo do processo, fazendo uso e não do *stress differential*.

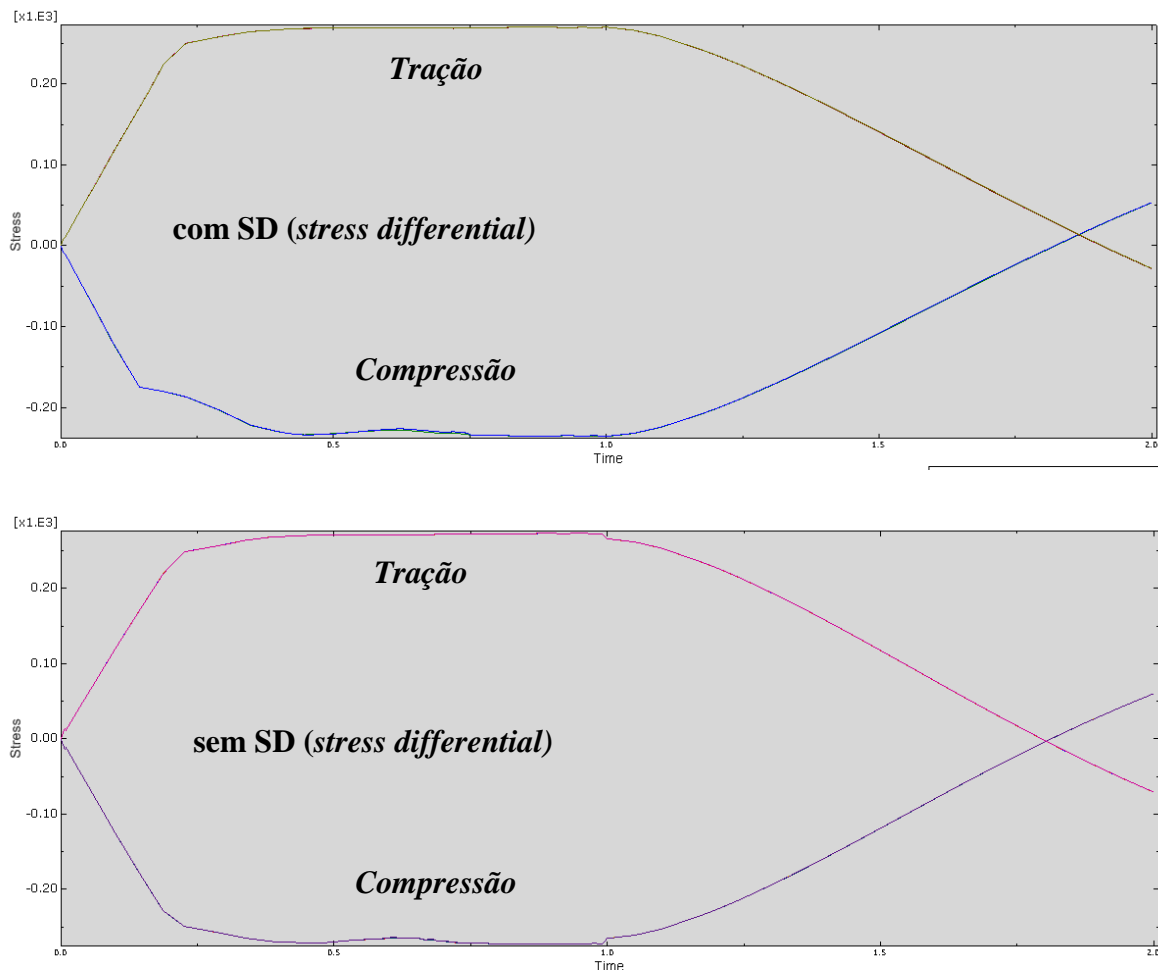


Figura 3.52: Trajetória dos pontos de integração ao longo da simulação numérica.

Como se pode verificar, o eixo neutro da chapa após conformação plástica ficou deslocado como seria de esperar utilizando o *stress differential*, aproximando-se dos ensaios experimentais para este tipo de material.

3.3.4 Conclusões

Após a análise dos resultados obtidos, é necessário ter em conta variáveis na simulação numérica, que representam um papel importante nos resultados obtidos, bem como a própria caracterização do material.

O comportamento do retorno elástico, bem como a variação da força do punção, é sensível a variações das propriedades do material, especialmente para o caso das ligas de magnésio que têm níveis de deformações plásticas muito baixas.

O material caracterizado experimentalmente tem uma tensão limite de elasticidade superior ao caracterizado para uma primeira análise (secção 3.2), o que influencia os resultados obtidos de retorno elástico, na medida em que maiores valores de tensão limite de elasticidade, maiores valores de retorno elástico correspondente.

Para a previsão do retorno elástico podem ser usados como métodos de análise os módulos *Abaqus/Explicit* e *Abaqus/Standard*. Contudo, colocam-se questões de robustez de obtenção de resultados no *Abaqus/Standard* devido a não conseguir uma convergência no processo iterativo da resolução do sistema de equações, e o tempo de computação necessário pelo *Abaqus/Explicit*, salvaguardando os efeitos de inércia incluídos na modelação numérica.

A aproximação do modelo por uma análise 2D omite resultados relativamente aos efeitos presentes ao longo da largura da chapa.

A remoção gradual das ferramentas é recomendada devido à presença de forças de contato, podendo a chapa sofrer deformação plástica aquando da retirada das ferramentas.

Para as ligas de magnésio é necessário ter em conta o diferencial de tensões presentes, pois o material não toma os mesmos valores de tensões de tração e compressão.

Capítulo 4 - Aplicação a um caso industrial

4.1 Introdução

A simulação numérica é atualmente uma fonte de antevisão de resultados, à qual devemos dedicar toda a nossa atenção, uma vez que permite detetar e prevenir eventuais erros e/ou aperfeiçoamentos do processo.

Esta aplicação a um caso prático industrial corresponde à fase de simulação numérica por modelação com elementos finitos. Consideram-se problemas relacionados com o movimento relativo entre a chapa e ferramenta, assim como os pormenores geométricos da matriz e punção na ferramenta de conformação do componente em análise. Estes movimentos relativos estão inevitavelmente associados com o atrito, fator de grande importância na eventual geração de rugas ou fratura da chapa.

Ao longo do capítulo vai ser analisado o processo de conformação plástica de uma antena parabólica, bem como as alterações geométricas a que está sujeita.



Figura 4.1: Geometria da antena parabólica.

4.2 Geometria da ferramenta

A fim de se poder modelar a geometria da copa, foi necessário determinar com maior precisão o formato da aba da antena parabólica. Para tal, procedeu-se ao levantamento de alguns pontos correspondentes à geometria da aba da antena parabólica, presentes na Figura 4.2.

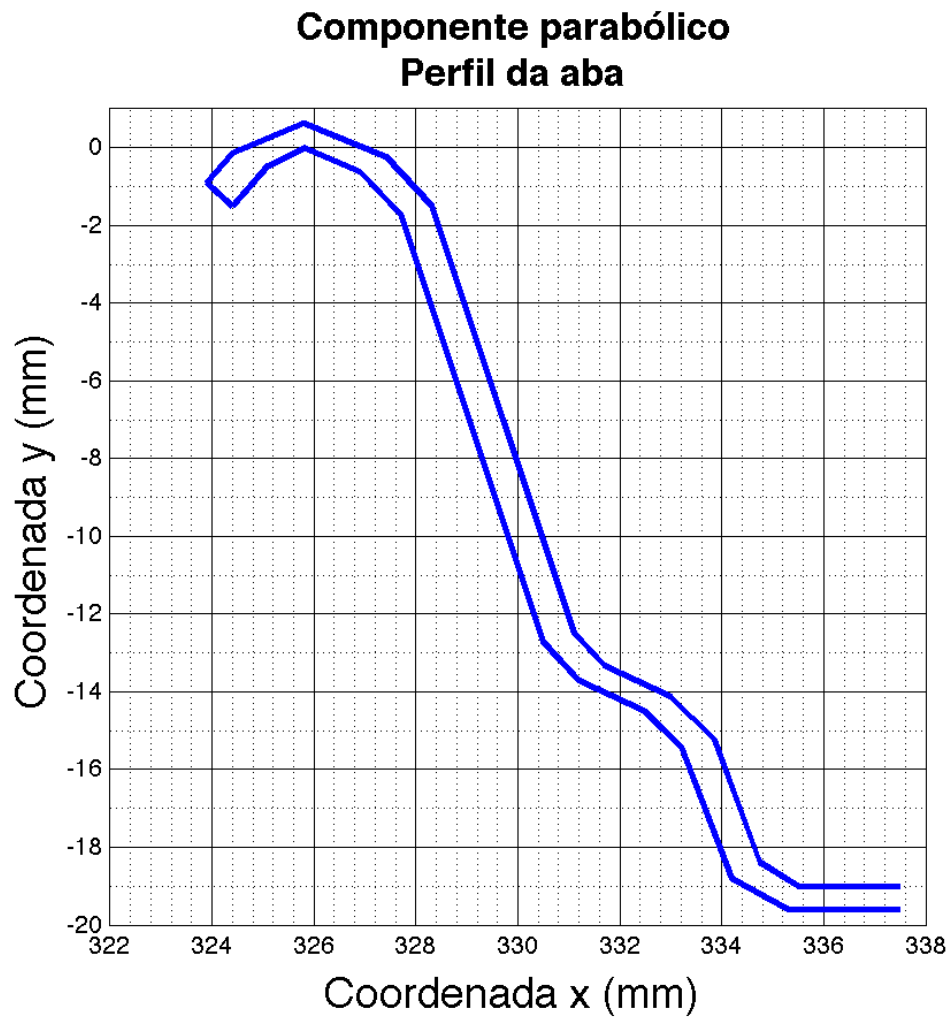


Figura 4.2: Coordenadas do perfil da antena parabólica.

Os componentes que constituem a ferramenta para obtenção da antena parabólica estão na Figura 4.3.

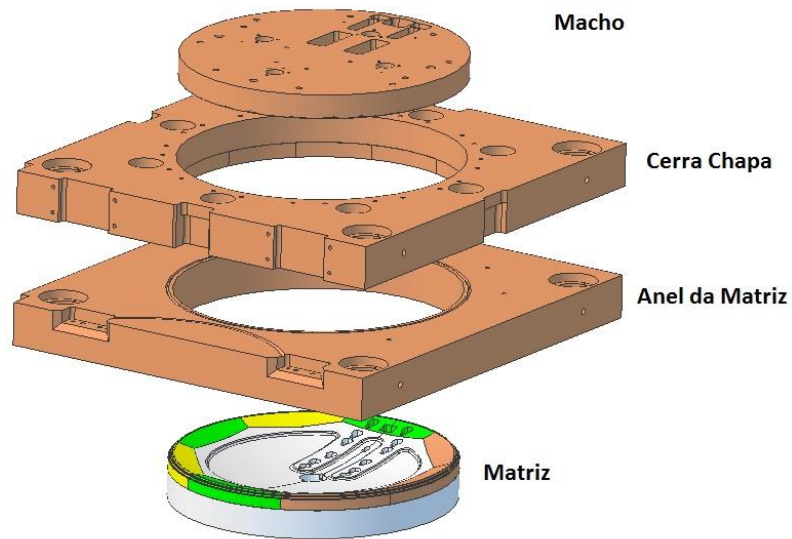


Figura 4.3: Componentes da ferramenta da antena parabólica.

4.3 Descrição do processo

Numa primeira fase, dá-se a aproximação do punção à chapa na zona central da mesma, estando esta presa pelo cerra-chapas. Em seguida procede-se à sua conformação, até que zona lateral do punção entra em contato com a chapa, que está presa pelos cerra-chapas.

Inicia-se assim a conformação da geometria final da parabólica, em que o punção e os cerra-chapas têm um movimento solidário.

Após a conformação plástica do componente, o cerra-chapas continua o seu movimento, procedendo à operação de corte, sendo as ferramentas removidas por último.

Na Figura 4.4 é apresentado um esquema das etapas acima referidas.

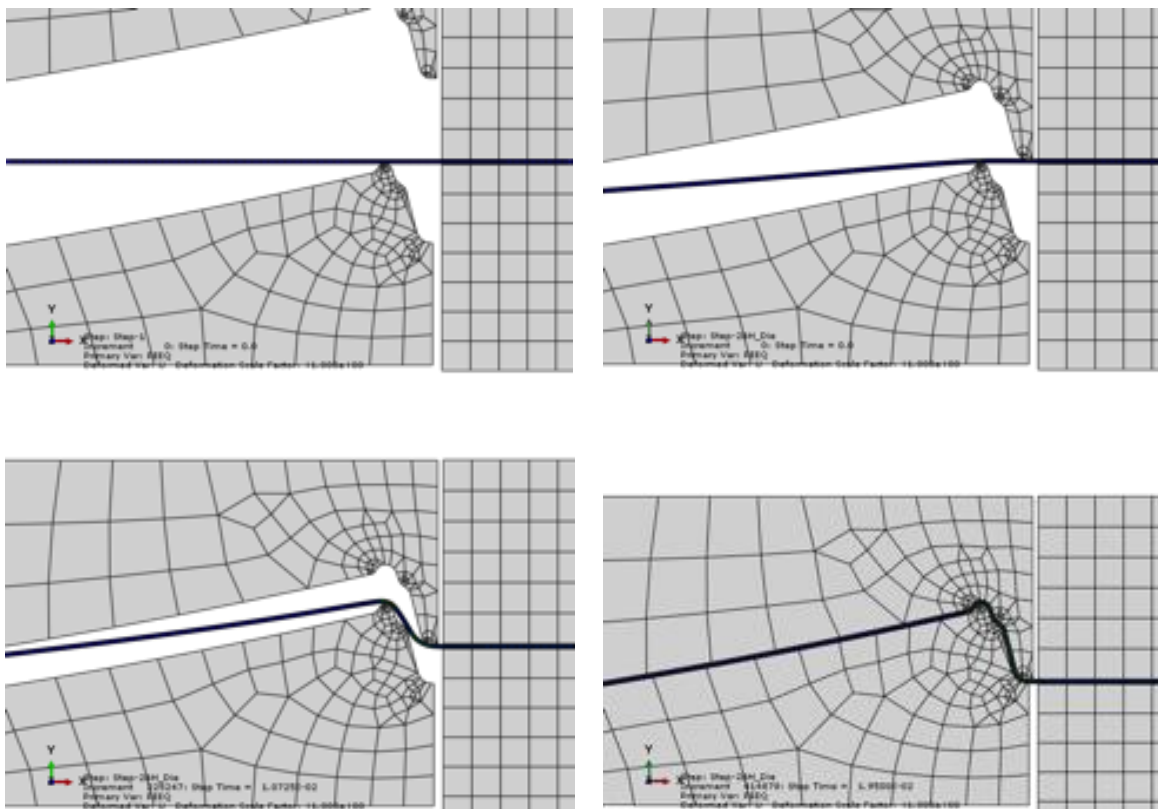


Figura 4.4: Etapas fundamentais do processo de conformação plástica do componente parabólico.

4.4 Caracterização do material

Para a simulação numérica, vão ser utilizados dois materiais, o aço DX51 e DX53. Na Tabela 4.1 são apresentadas as propriedades usadas na simulação numérica.

Tabela 4.1: Propriedades dos materiais utilizados na simulação.

<i>Propriedades</i>	<i>Aço DX51</i>	<i>Aço DX53</i>
Módulo Elasticidade E [GPa]	210	210
Coefficiente Poisson ν	0.3	0.3
Tensão Cedência R_{p02} [MPa]	326	170

As suas curvas tensão-extensão caracterizadas pela lei de Swift estão presentes na Figura 4.5 e Figura 4.6, respetivamente, e os parâmetros utilizados na Tabela 4.2. Uma comparação do comportamento dos dois materiais pode ser observada na Figura 4.7.

Tabela 4.2: Parâmetros da lei de Swift dos materiais utilizados.

<i>Parâmetros</i>	<i>DX51</i>	<i>DX53</i>
k	641	557
ϵ_0	0.04	0.0108
n	0.189	0.26

Nota: Os valores obtidos pela lei de Swift e usados na simulação numérica encontram-se no Anexo B.

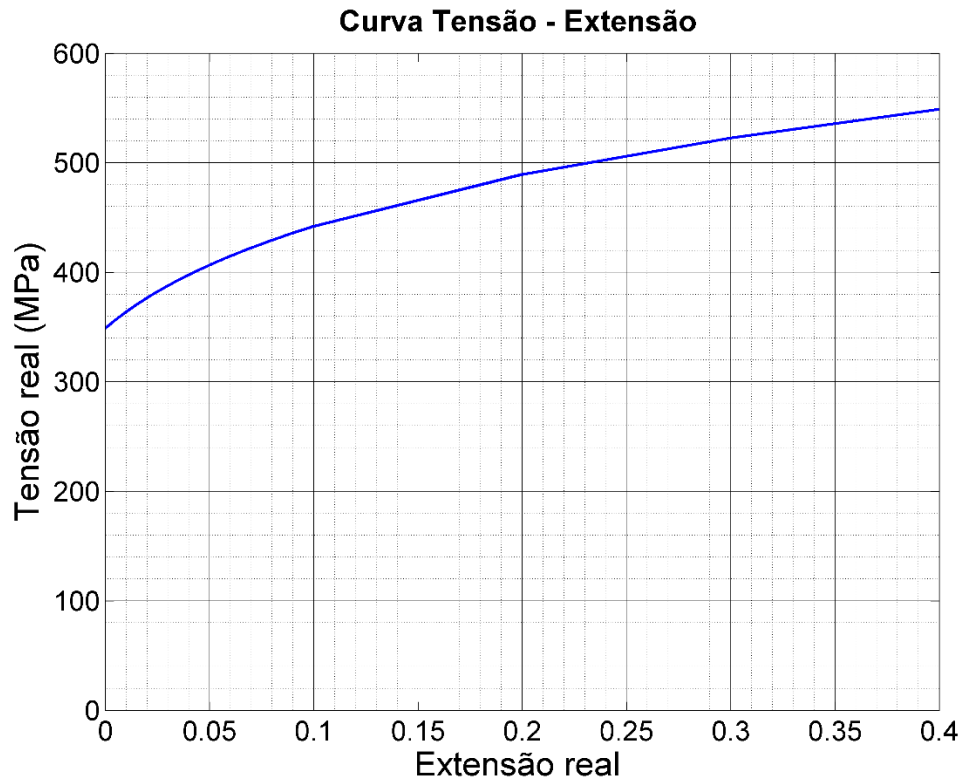


Figura 4.5: Caracterização analítica pela lei de Swift (DX51).

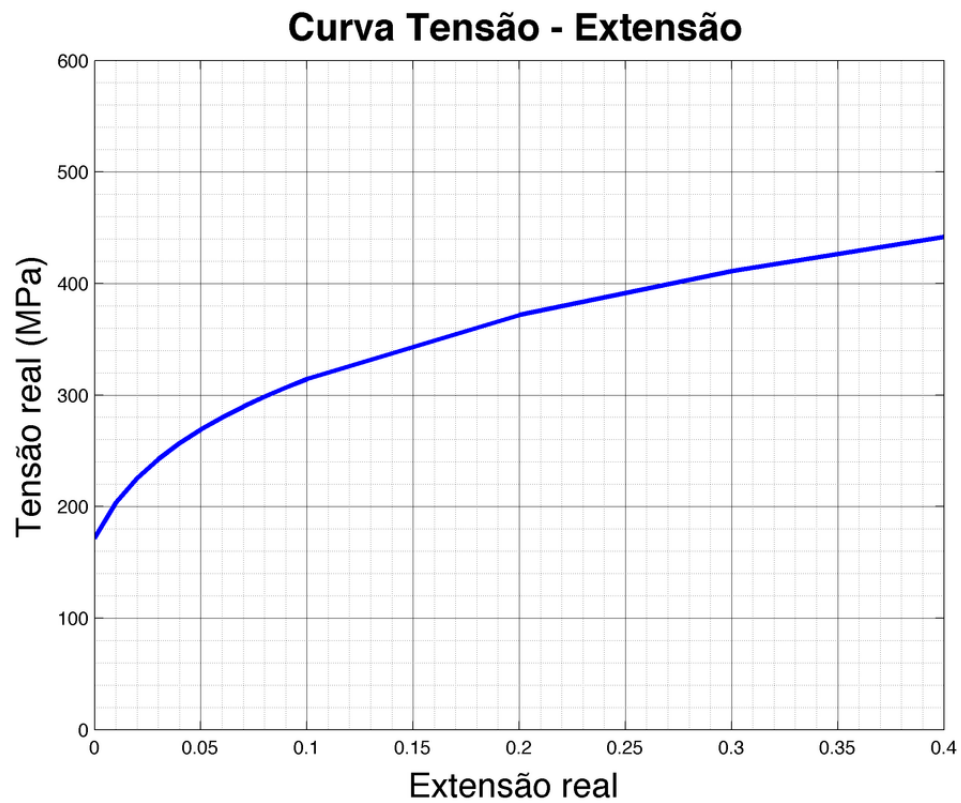


Figura 4.6: Caracterização analítica pela lei de Swift (DX53).

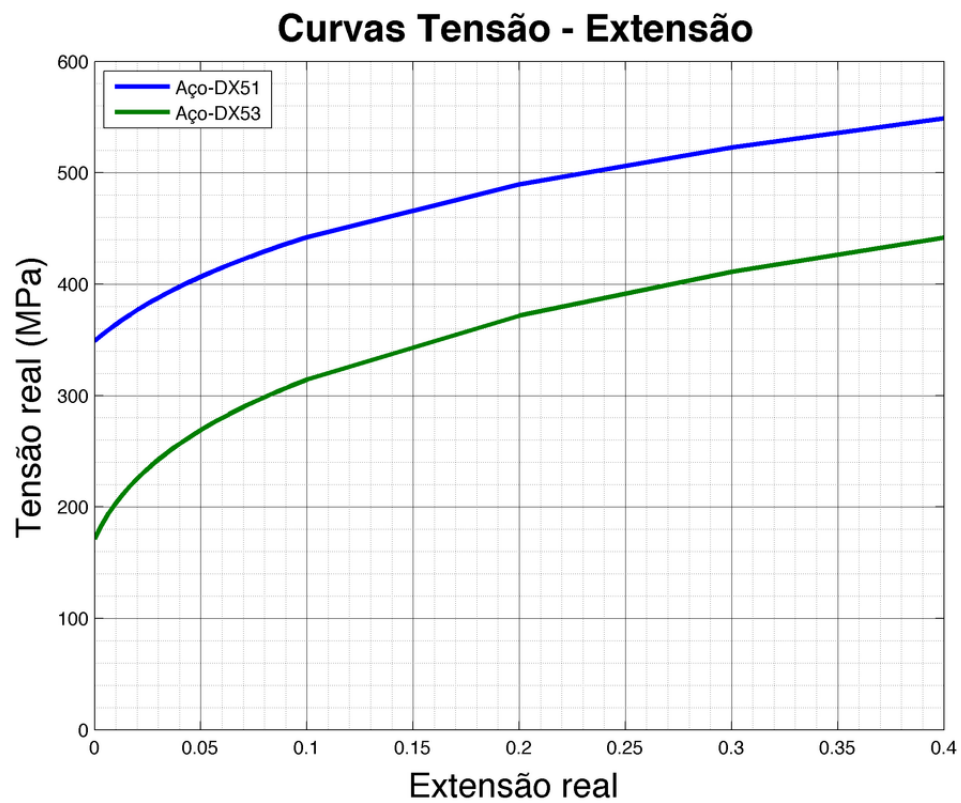


Figura 4.7: Comparação da caracterização analítica pela lei de Swift do DX51 e DX53.

4.5 Análise Tridimensional

O modelo tridimensional permite uma análise muito mais pormenorizada quando se pretende investigar o problema de embutadura de chapa fina, como o caso de rugas (*wrinkles*) e a rotura; ou seja, o estudo das variáveis inerentes ao processo.

Considerando a geometria da copa como aproximadamente elipsoidal, uma boa aproximação ao modelo para análise estrutural pode ser levada a cabo com apenas $\frac{1}{4}$ da superfície espacial da antena.

O modelo de elementos finitos é do tipo casca 3D deformável, com comportamento elasto-plástico. É composta por elementos de 4 nós com integração reduzida (S4R), a chapa metálica apresenta 3 partições definidas na Figura 4.8.

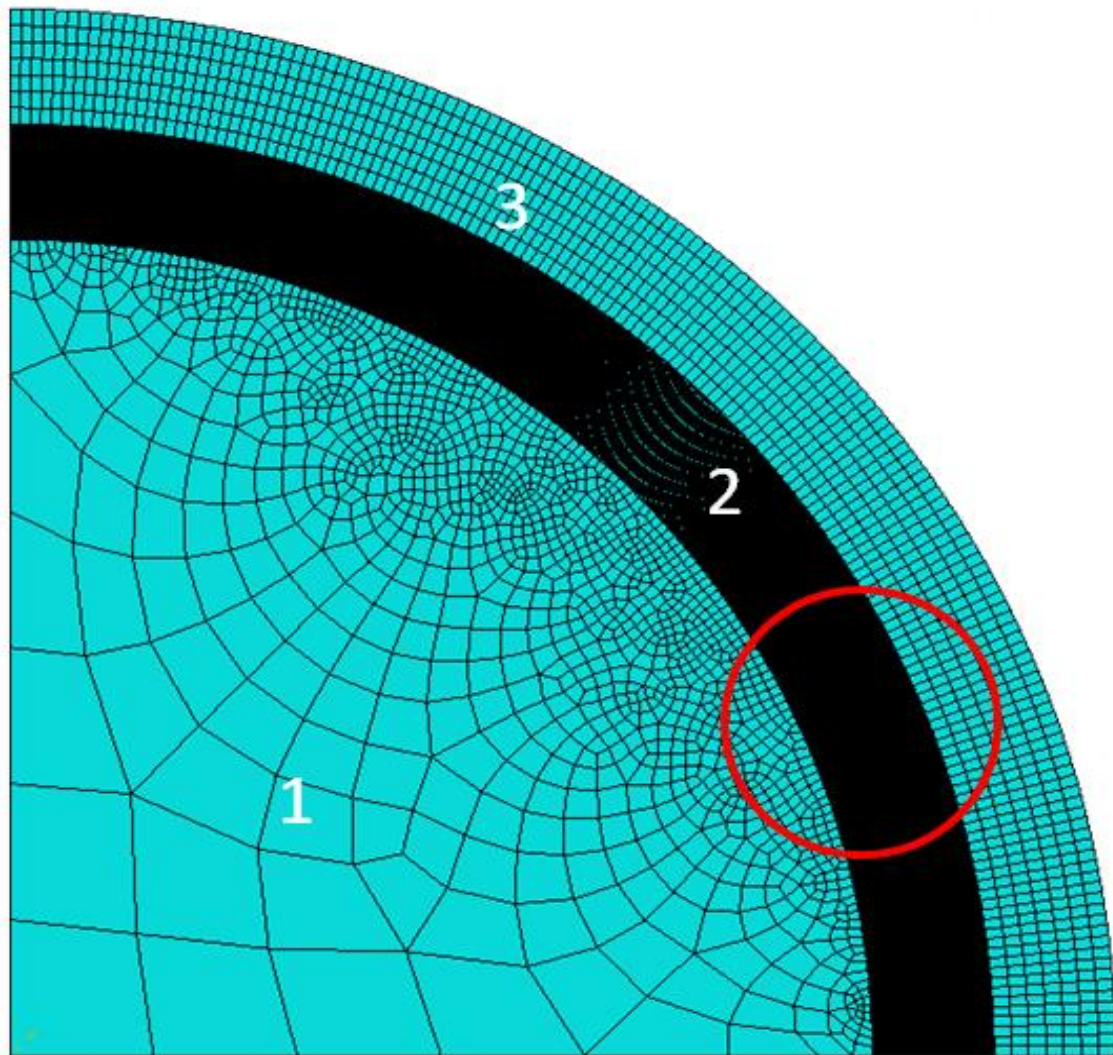


Figura 4.8: Partições da chapa metálica.

Desta forma, a partição 2 tem uma discretização maior devido ao perfil lateral. Sendo assim o número de elementos finitos que cada partição contém está na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Números de elementos que constituem cada partição da chapa.

<i>Partição</i>	<i>Número de elementos</i>
1	72
2	12750
3	1050

Na Figura 4.9 está representado o detalhe assinalado na Figura 4.8 com um círculo vermelho.

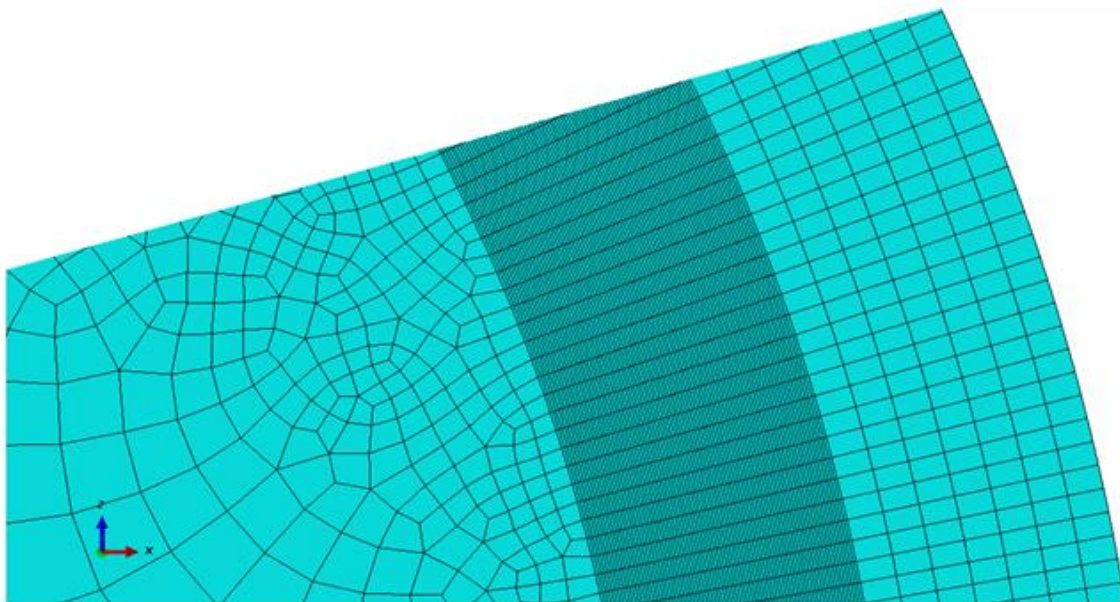


Figura 4.9: Detalhe da discretização presente na malha da chapa metálica.

É possível observar as diferenças de discretização presentes na malha da chapa metálica, bem como o diferente tipo de geração de elementos presentes, isto é, os elementos presentes na partição 2 e 3 foram gerados em varredura, enquanto os elementos da partição 1 são quadriláteros estruturados, sempre que possível.

Contudo, estes últimos têm a restrição da fronteira entre a partição 1 e 2, pois esta tem já um número definido de elementos, notando-se assim na partição 1 elementos mais refinados nessa zona.

A matriz é uma superfície rígida com a geometria exterior da antena e o punção uma superfície rígida com a geometria interna da antena. As superfícies da matriz e do punção são paralelas para uma “gap” de 1 mm.

O cerra chapas, tanto o superior como o inferior são considerados superfícies planas.

A Figura 4.10 é uma ilustração do conjunto de ferramentas. Assinalado a vermelho e presente na Figura 4.11, está o perfil lateral da antena.

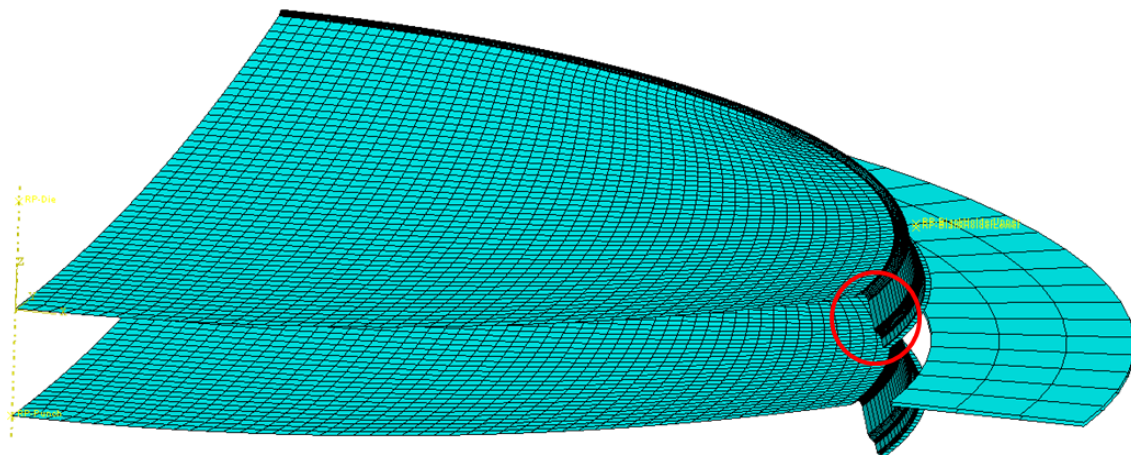


Figura 4.10: Conjunto das ferramentas.

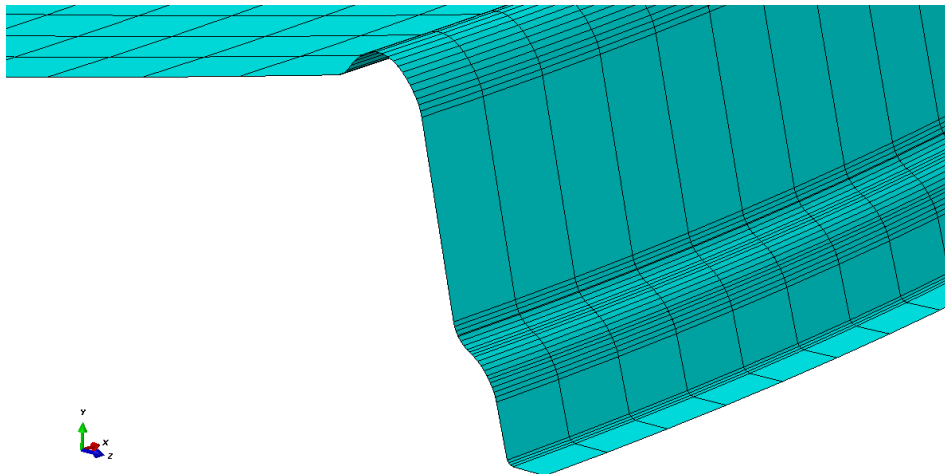


Figura 4.11: Detalhe da geometria do perfil lateral da antena.

Para a modelação da matriz, do punção e dos cerras-chapas, que são tridimensionais (3D) em casca rígidos, utilizaram-se elementos de 4 e 3 nós, tridimensionais bilineares (R3D4).

Na Tabela 4.4 encontram-se o número de elementos finitos que compõe cada ferramenta.

Tabela 4.4: Número de elementos que constituem cada ferramenta.

<i>Ferramenta</i>	<i>Número de elementos</i>
Matriz	7400
Punção	7615 de 4 nós e 4 de 3 nós
Cerra-chapas	72x2

4.5.1 Resultados da análise tridimensional (Material DX51)

Numa primeira etapa, como descrito anteriormente, é realizada a aproximação da matriz à chapa, ou seja, a copa começará a adquirir forma durante o processo.

Tal fato vai originar a criação de tensões e deformações localizadas, que não são uniformes ao longo da chapa metálica.

Como se pode observar na Figura 4.12, estão presentes tensões heterogêneas ao longo da chapa metálica conforme o punção se desloca.

Na última ilustração, temos o fim da primeira etapa, estando a matriz em contacto com a chapa metálica na zona mais exterior do centro.

Também se pode visualizar a instalação de rugas na mesma.

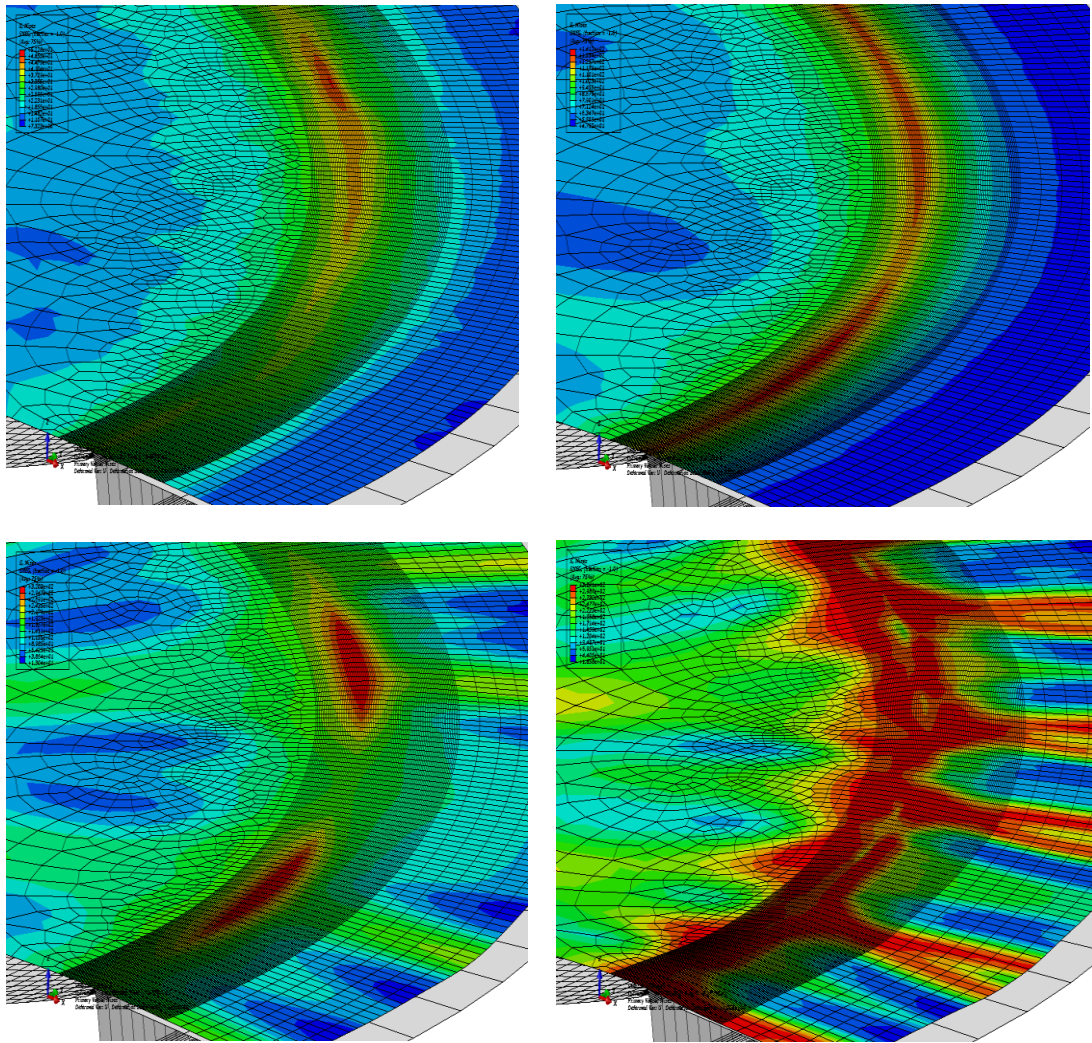


Figura 4.12: Aproximação da matriz à chapa.

Estando concluída a primeira etapa, pode-se dar início à segunda etapa do processo, a que diz respeito da conformação da aba periférica.

A matriz vai-se deslocar, estando os cerra-chapas solidários com esse movimento, até ao instante anterior, em que a matriz calca a chapa com o punção.

Tal como previsto, as rugas são evidentes ao longo desta etapa, tanto na parte exterior à aba, como no próprio interior da copa, devido a tensões de compressão instaladas.

É de realçar que o espaçamento entre os cerra-chapas foi de 1,5 mm, sendo mantido constante ao longo de todo o processo de conformação.

Os resultados obtidos ao longo desta etapa, podem ser visualizados na Figura 4.13.

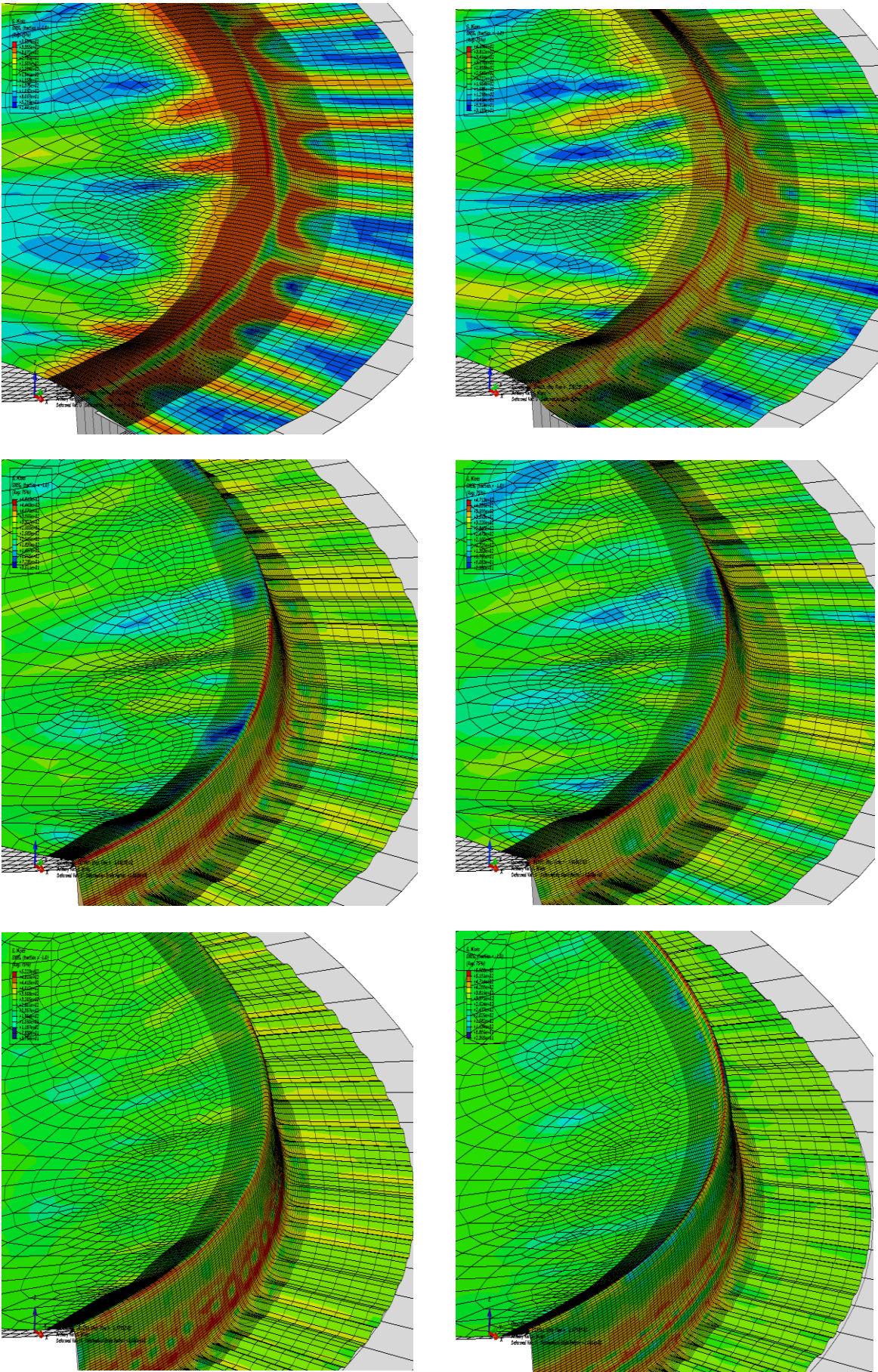


Figura 4.13: Conformação da aba periférica.

4.5.1.1 Retorno elástico da chapa metálica (Springback – Material DX51)

Após a conformação da antena, a remoção desta da ferramenta irá implicar um retorno elástico da chapa metálica.

Devido a este fenómeno, foi analisado o retorno elástico da antena, após ser removida da ferramenta.

A Figura 4.14 representa a geometria da chapa metálica antes de ser removida da ferramenta, já a Figura 4.15 mostra a mesma após a sua remoção.

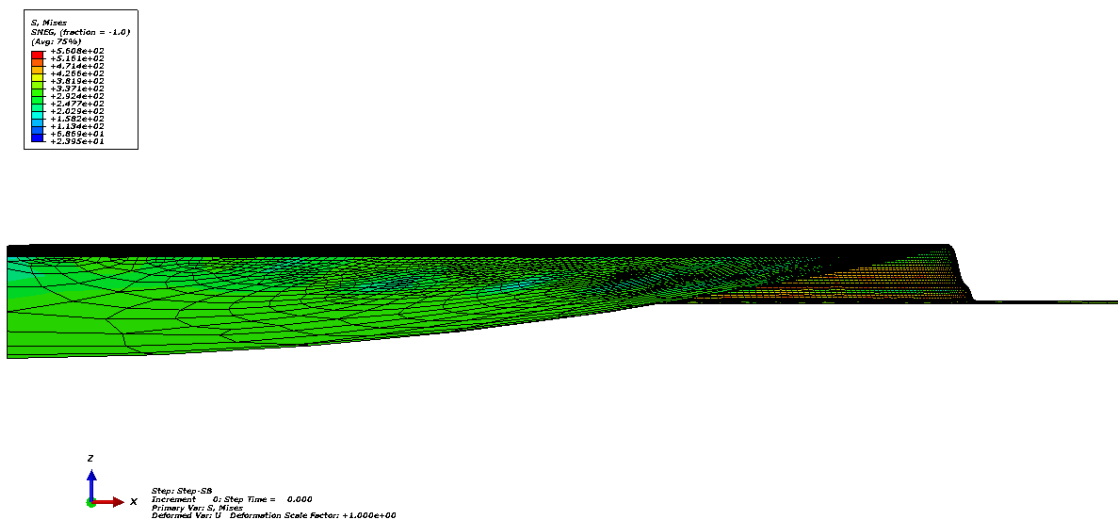


Figura 4.14: Chapa metálica antes de ser removida da ferramenta.

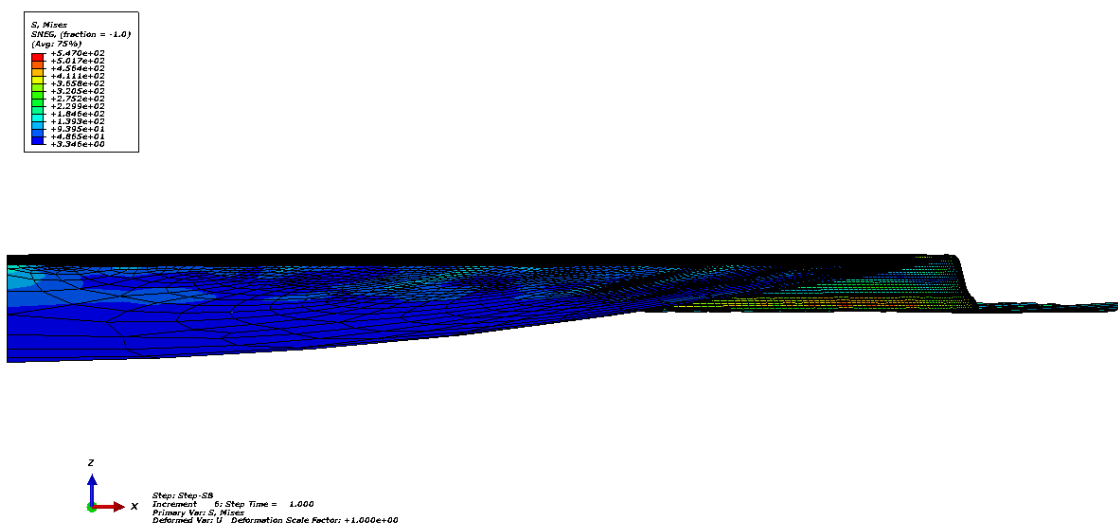


Figura 4.15: Chapa metálica após ser removida da ferramenta.

Para uma melhor percepção do retorno elástico presente, a Figura 4.16 ilustra em detalhe a aba periférica antes e depois da remoção da chapa metálica da ferramenta.

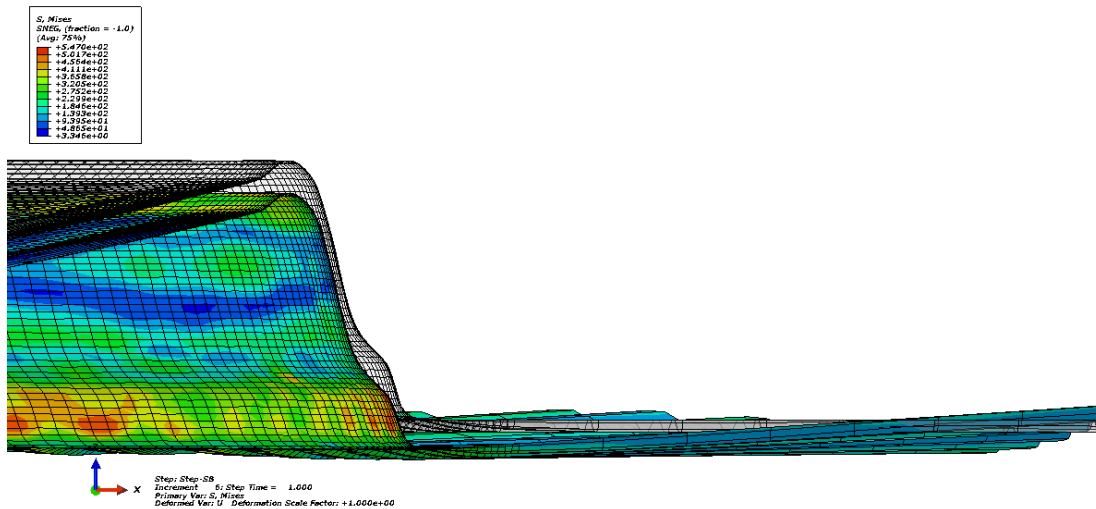


Figura 4.16: Comparação da chapa metálica antes e depois da remoção.

Analisando agora as coordenadas segundo o plano xOz , traça-se um gráfico onde se faz a comparação com os resultados obtidos.

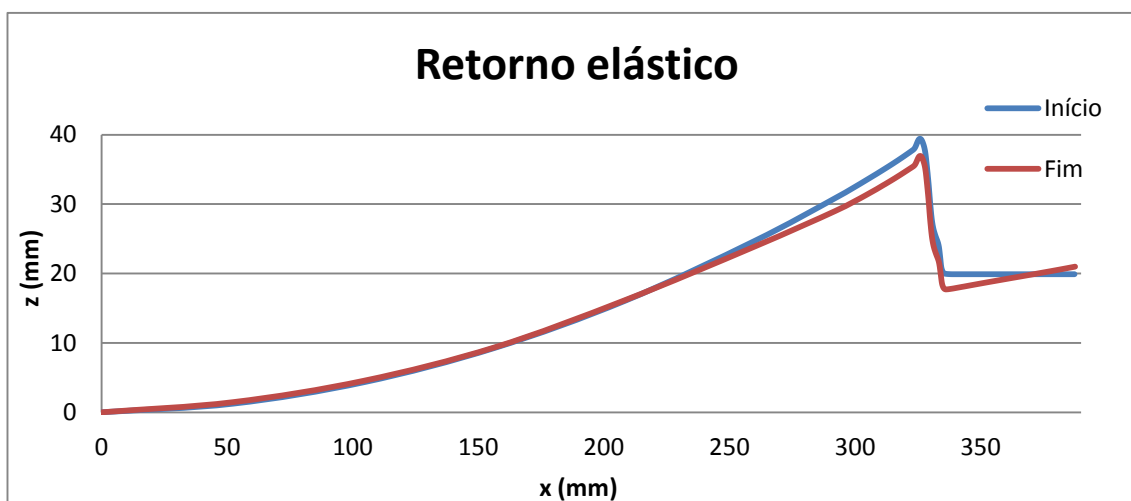


Figura 4.17: Retorno elástico da análise tridimensional.

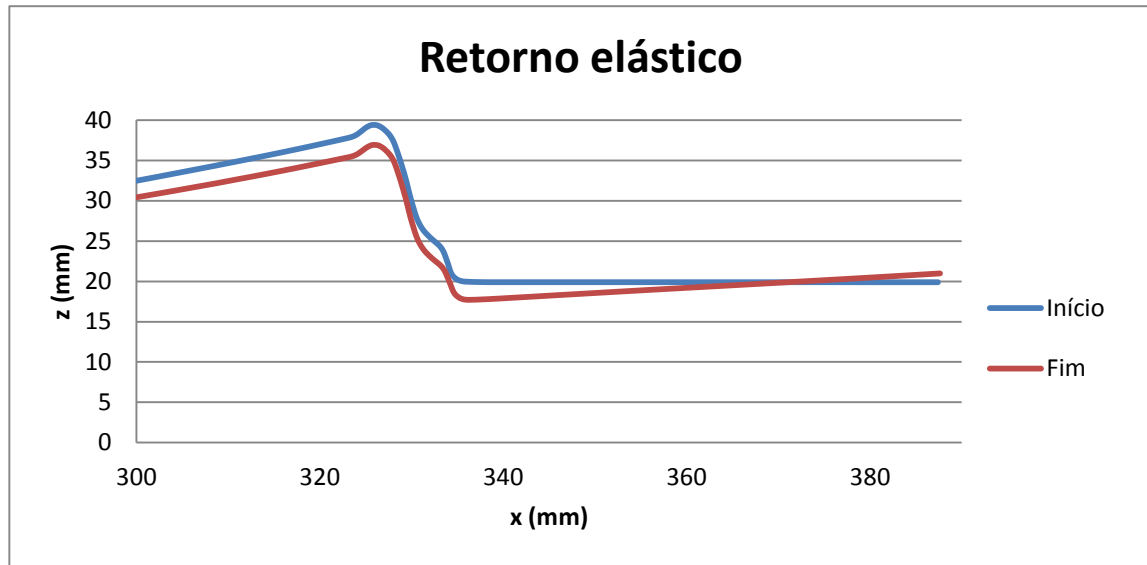


Figura 4.18: Pormenor do retorno elástico da análise tridimensional na zona do perfil da copa.

É possível observar que, o retorno elástico da peça só é relevante no bordo, cujo seu valor é, aproximadamente 3 mm.

Também com esta modelação é possível verificar que a zona de propagação do retorno elástico na direção meridional centrípeta é inferior a 100mm

4.5.2 Resultados da Análise Tridimensional (Material DX53)

Procede-se à análise feita anteriormente, só que agora o material utilizado é o material DX53.

Como se pode observar na Figura 4.19, estão presentes tensões heterogéneas ao longo da chapa metálica conforme o punção de desloca.

Na última ilustração, temos o fim da primeira etapa, estando a matriz em contacto com a chapa metálica na zona mais exterior do centro.

Também se pode visualizar a instalação de rugas na mesma.

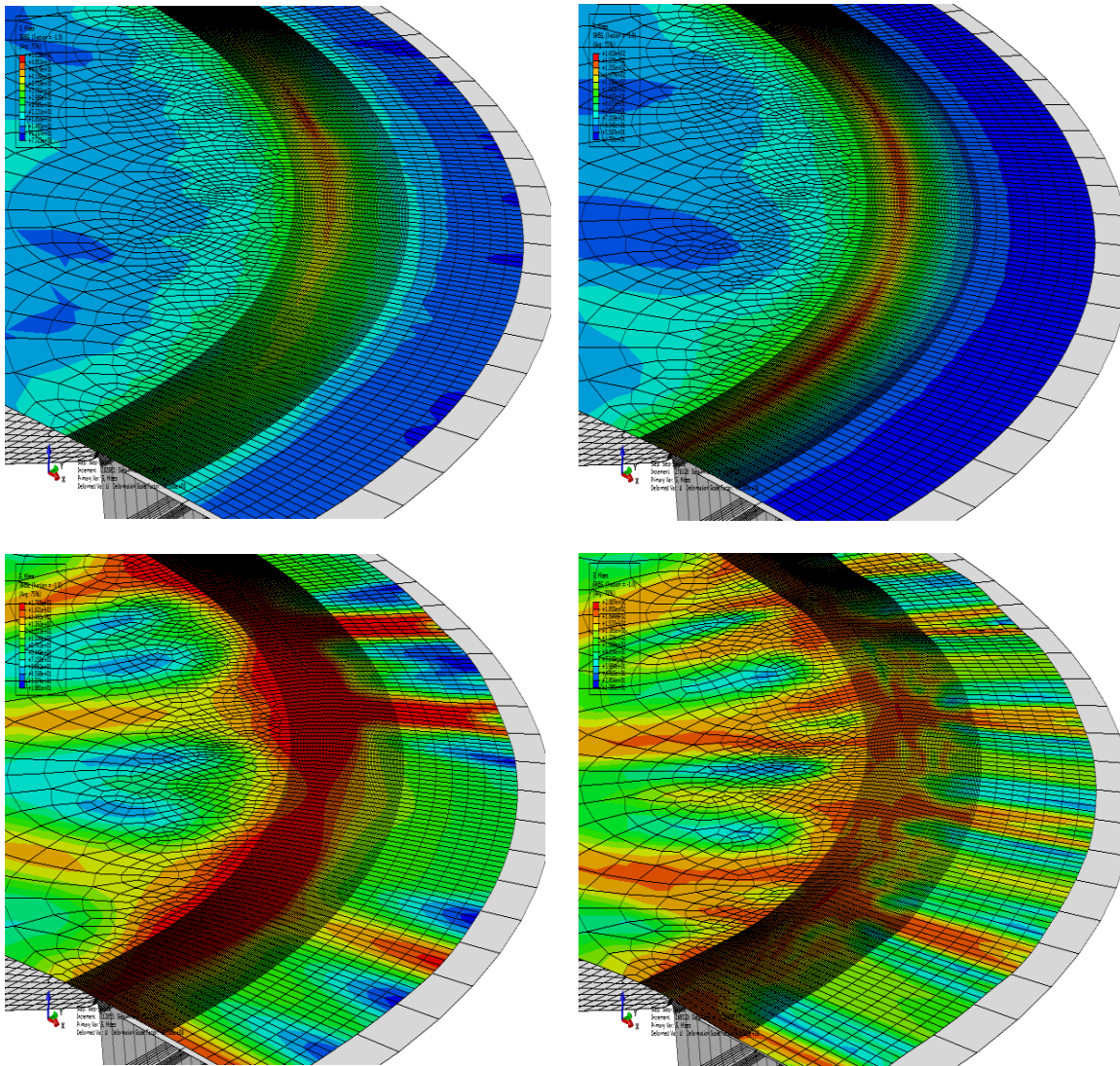


Figura 4.19: Aproximação da matriz à chapa.

Estando concluída a primeira etapa, pode-se dar início à segunda etapa do processo, a que diz respeito da conformação da aba periférica.

A matriz vai-se deslocar, estando os cerra-chapas solidários com esse movimento, até ao instante anterior a que esta calca a chapa com o punção.

Sendo assim, os resultados obtidos ao longo desta etapa, podem ser visualizados na Figura 4.20.

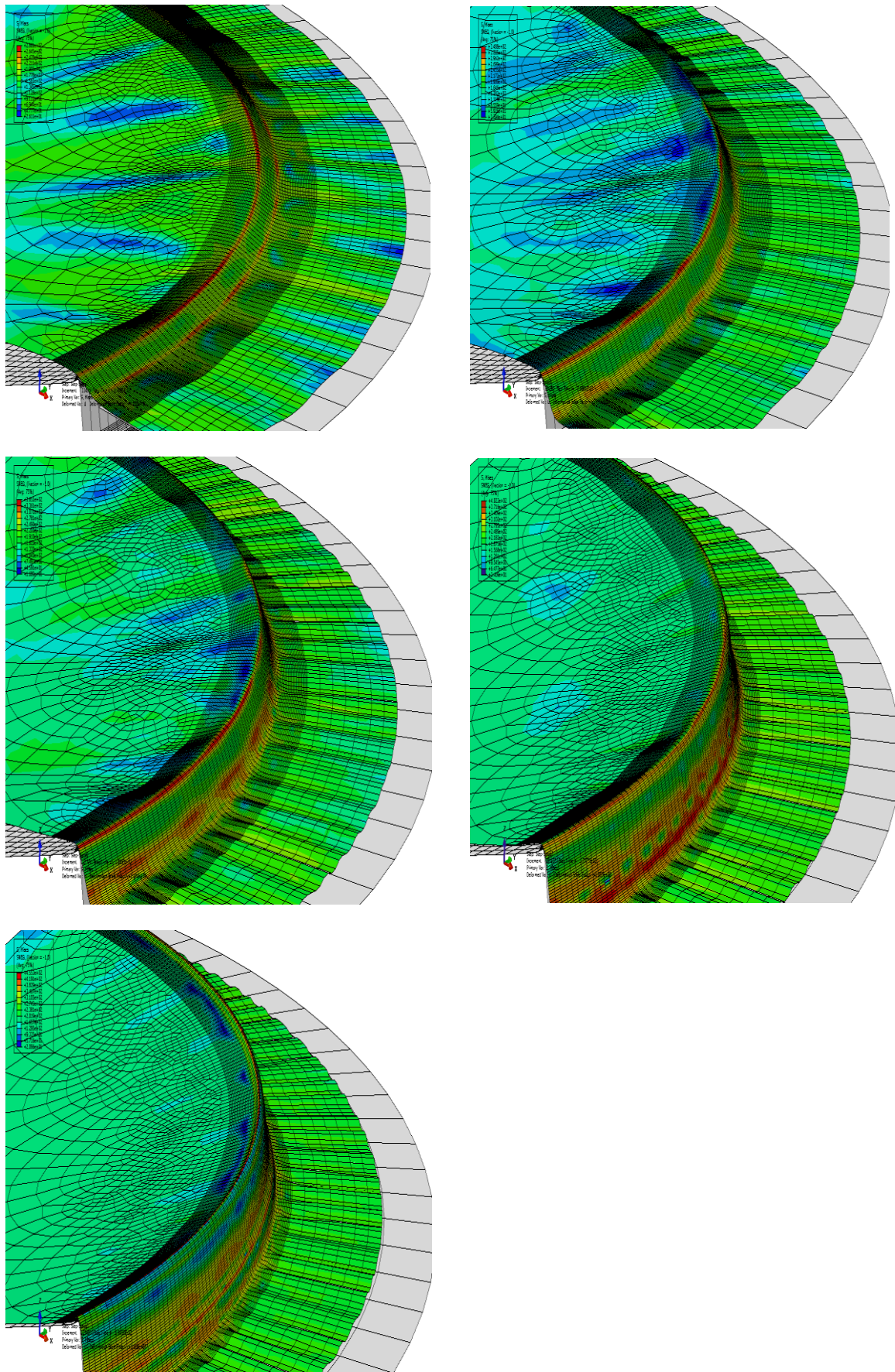


Figura 4.20: Conformação da aba periférica.

Tal como previsto, as rugas são evidentes ao longo desta etapa, tanto na parte exterior à aba, como no próprio interior da copa, devido a tensões de compressão instaladas.

Contudo, são menos evidentes que o material anterior pois apresenta tensões limite de elasticidade e de rutura inferiores.

4.5.2.1 Retorno elástico da chapa metálica (Springback – Material DX53)

Após a conformação da antena, a remoção da ferramenta irá implicar um retorno elástico da chapa metálica.

Devido a este fenómeno, foi analisado o retorno elástico da antena, após ser removida da ferramenta.

A Figura 4.21 representa a geometria da chapa metálica antes de ser removida da ferramenta, já a Figura 4.22 mostra a mesma após a sua remoção.

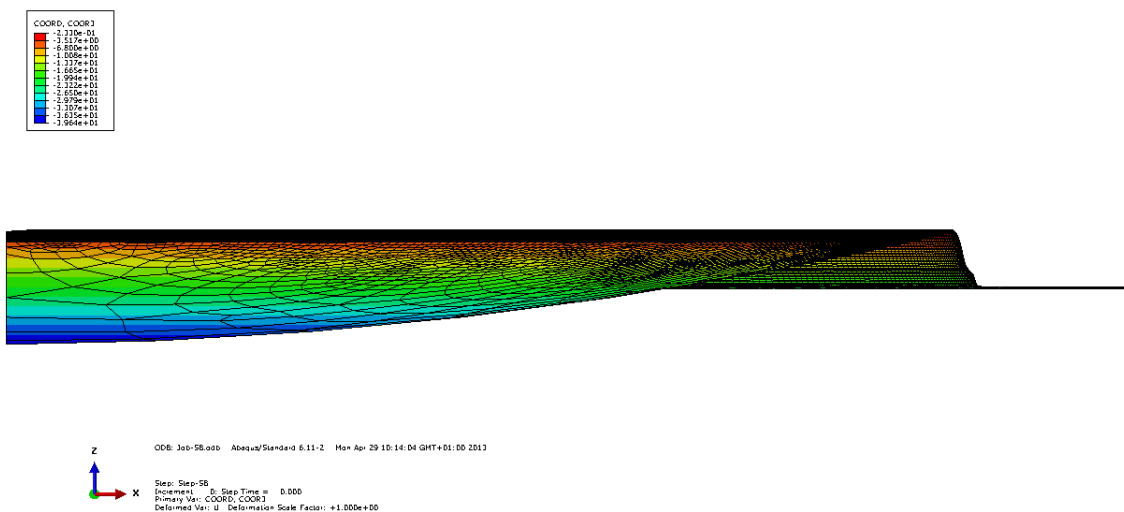


Figura 4.21: Chapa metálica antes de ser removida da ferramenta.

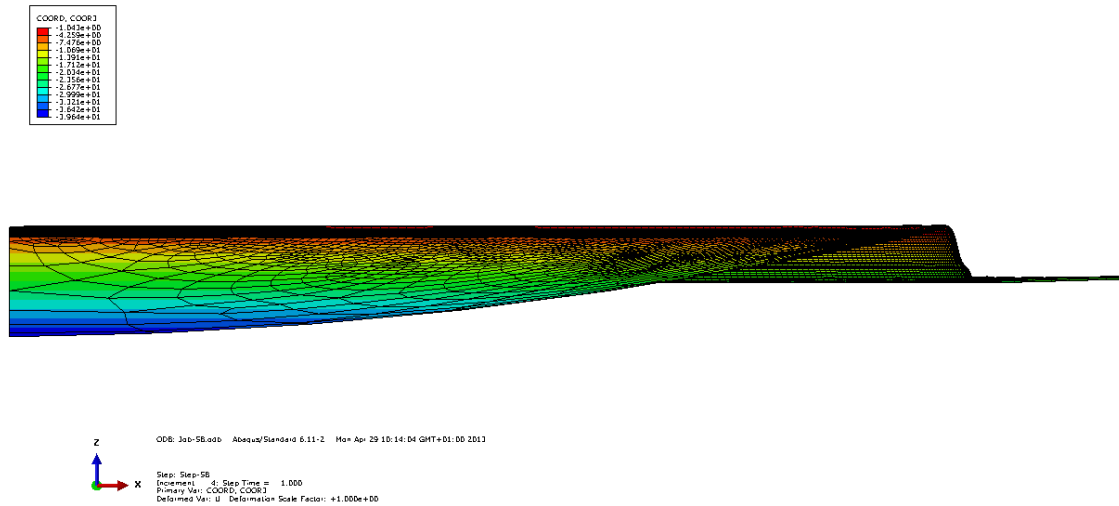


Figura 4.22: Chapa metálica após ser removida da ferramenta.

Para uma melhor percepção do retorno elástico presente, a Figura 4.23 ilustra em detalhe a aba periférica antes e depois da remoção da chapa metálica da ferramenta.

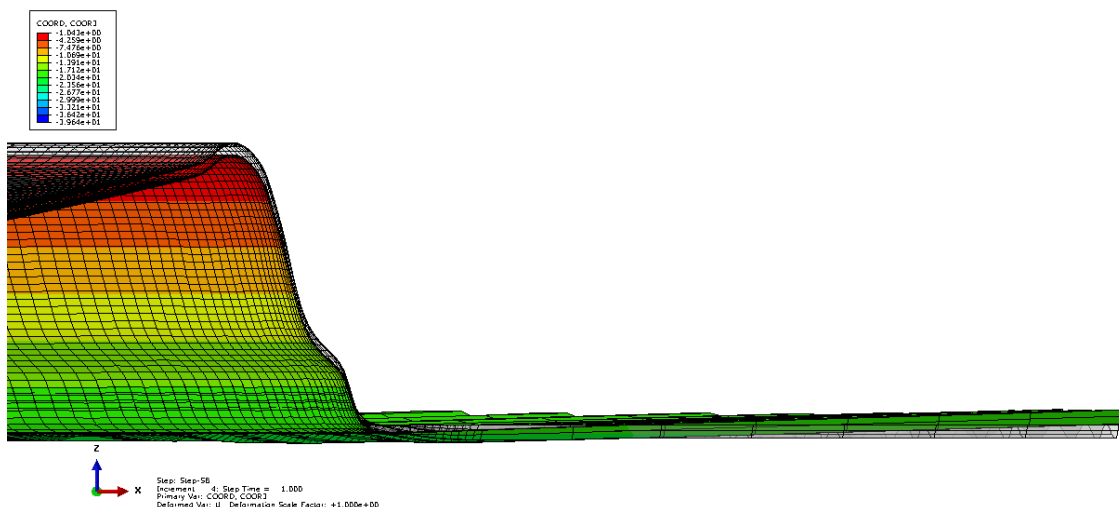


Figura 4.23: Comparação da chapa metálica antes e depois da remoção.

Analisando agora as coordenadas segundo o plano xOz , traça-se um gráfico onde se faz a comparação com os resultados obtidos.

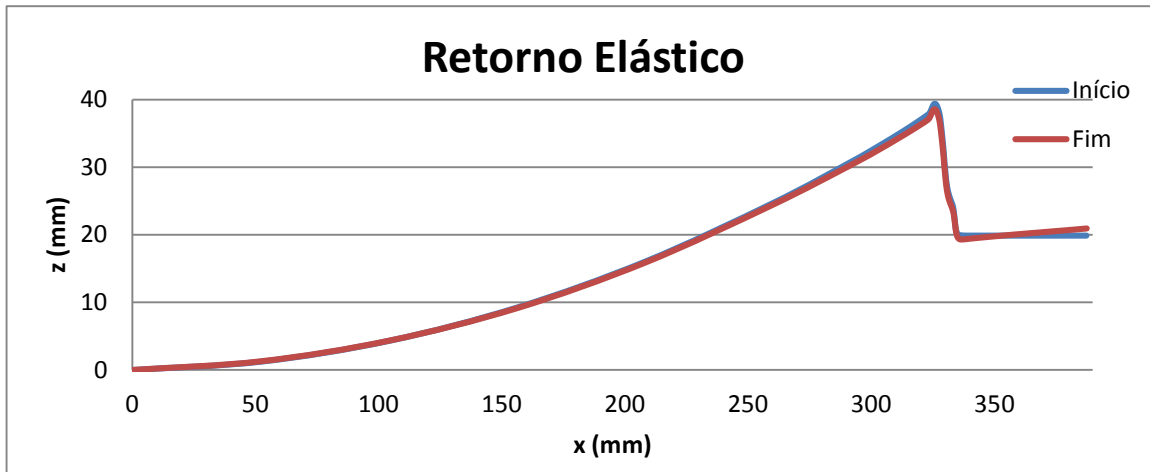


Figura 4.24: Retorno elástico da análise tridimensional.

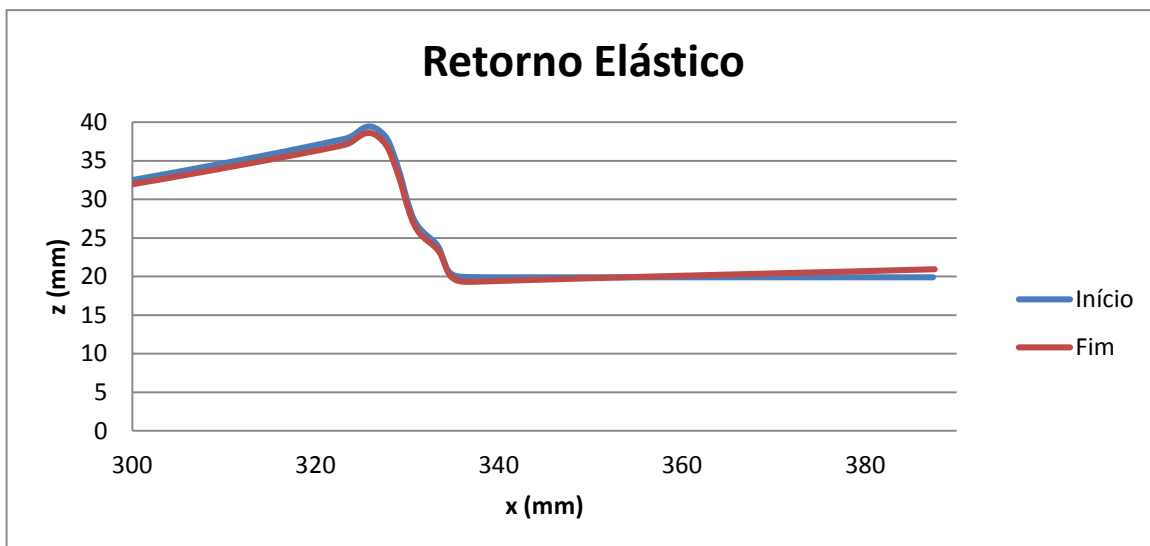


Figura 4.25: Pormenor do retorno elástico da análise tridimensional na zona do perfil da antena.

É possível observar que o retorno elástico com o material DX53 é menor, quase nulo, relativamente ao DX51, devido ao comportamento do material e às tensões instaladas.

4.6 Conclusões

Neste capítulo foram realizadas simulações numéricas para dois tipos de materiais, DX51 e DX53, da embutidura de uma copa para uso numa antena parabólica.

O estudo realizado incidiu sobre a ocorrência de enrugamentos na chapa metálica e posterior análise de retorno elástico para ambos os materiais.

O aço DX51 tem uma tensão limite de elasticidade superior à do aço DX53, obtendo-se por isso valores de retorno elástico superiores para esse material.

No caso do enrugamento, o material DX53 é mais dúctil, sendo mais evidente para este material ao longo do processo, contudo poderá ser reduzido com a compressão da chapa metálica entre o punção com a matriz.

Capítulo 5 - Considerações finais

A utilização de ferramentas numéricas tem sido aplicada às indústrias de conformação plástica e um dos principais objetivos da simulação numérica é prever, com precisão adequada, a ocorrência de defeitos nas peças obtidas e obter as soluções possíveis de os ultrapassar, durante a fase de projeto, no sentido da obtenção de componentes conforme os objetivos pretendidos.

Contudo, a crescente complexidade em geometrias e o uso de novos materiais com novos comportamentos, em tempos de desenvolvimento cada vez mais curtos, aliados aos diversos fatores inerentes ao processo de conformação plástica, criam sempre novos desafios e que tornam a simulação numérica uma ferramenta indispensável neste processo de fabrico.

A presente dissertação fez uso do método dos elementos finitos na simulação numérica de processos de conformação plástica, tendo sido aplicados novos modelos constitutivos de caracterização mecânica para a liga AZ31, permitindo, entre outros resultados, a previsão do fenómeno de retorno elástico.

Adicionalmente, nesta dissertação está apresentada a aplicação da simulação numérica a um caso prático da indústria, a realização de copas parabólicas.

5.1 Conclusões

Desenvolveram-se ferramentas numéricas para a automatização de procedimentos relativos à entrada de dados e à execução do programa *Abaqus*, assim como à obtenção de resultados, com tensões, deformações, ângulos de retorno elásticos e respetivos gráficos (*scripts em Abaqus e scripts em Matlab*)

Um dos tópicos abordados nesta dissertação foi a modelação numérica aplicada a materiais com estrutura hexagonal compacta e em especial à liga de magnésio AZ31, permitindo a sua caracterização mecânica e a sua modelação para a previsão de retorno elástico.

Nesse sentido foi usado um *benchmark* experimental proposto durante o congresso do *Numisheet (Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes)* em 2002, designado por flexão cilíndrica livre (*Unconstrained Cylindrical Bending*). Foram realizados diferentes modelos numéricos e realizadas análises de sensibilidades a diferentes variáveis quer numéricas quer do processo.

Foi observado que a discretização da malha utilizada para análise de sensibilidade dos resultados obtidos, é um ponto-chave na obtenção de resultados adequados, e dos estudos realizados definiu-se um tamanho de malha que representa o melhor compromisso qualidade de resultados/custo computacional.

Concluiu-se também que a força do punção é afetada pelo número de elementos ao longo do comprimento da chapa, pois a discretização da malha influencia o contato entre a chapa e as ferramentas. O retorno elástico é afetado pelo número de elementos ao longo da espessura, mas também pela tensão limite de elasticidade do material, e assim, quanto menor esta for, menor será o retorno elástico.

Foram utilizados modelos bidimensionais e tridimensionais e conclui-se que os elementos tridimensionais seriam os mais adequados e permitiriam uma modelação mais de acordo com os resultados pretendidos.

As ligas de magnésio apresentam uma grande anisotropia de comportamento em termos de solicitações diferenciadas, por exemplo quando solicitadas à compressão ou à tração. Deste modo é necessário utilizar equações constitutivas que façam reflexo do diferencial de tensões tração-compressão que é observado. Essa caracterização incluiu a utilização de subrotinas de utilizador do *Abaqus (UMAT)* e de equações constitutivas específicas para modelar o comportamento da liga de magnésio. A aplicação de todos estes desenvolvimentos ao modelo numérico de “flexão cilíndrica livre” permitiu obtenção de resultados de retorno elástico de acordo com os resultados experimentais realizados, quer para diferentes deslocamentos do punção, quer ainda para as curvas força/deslocamento obtidas.

Apresentou-se também nesta tese a aplicação da simulação numérica a um caso industrial, correspondente à realização de copas parabólicas. Foi usado um modelo numérico tridimensional que permitiu obter resultados importantes como a previsão dos enrugamentos presentes no componente ao longo do processo de conformação plástica, e a geometria final da peça após retorno elástico. Foram considerados dois materiais (aço DX51 e DX53) e verificados que os seus resultados eram diferenciados em virtude das suas diferentes propriedades, ficando sugerida a utilização do material DX51 como o mais apropriado para a realização da copa parabólica.

5.2 Perspetivas de trabalhos futuros

Entre as perspetivas de trabalhos futuros poderemos incluir as seguintes propostas:

- Criação de uma base de dados de referência de resultados experimentais da liga de magnésio AZ31, considerando não só os resultados obtidos no INEGI do ensaio de tração a diferentes temperaturas e a uma taxa de deformação definida, mas também os ensaios experimentais da mesma liga existentes na literatura relativos, quer ao ensaio de tração, quer ao ensaio de corte, quer ao ensaio de compressão, todos eles a diferentes temperaturas e diferentes taxas de deformação; deste modo é possível dispor de dados para a obtenção de modelos constitutivos com uma caracterização completa da liga de magnésio em estudo;
- Realização de simulações numéricas de retorno elástico, sujeitas a condições cíclicas de carregamento e descarregamento;
- Estudo da utilização de malhas não estruturadas, não uniformes e irregulares, pois apenas foram utilizadas malhas estruturadas e homogéneas, pelo que se deverá analisar a sua influência nos resultados obtidos na simulação numérica;
- Implementação de critérios de plasticidade e modelos constitutivos no *Abaqus*, permitindo descrever com mais rigor o comportamento de diferentes materiais, quer seja aços, alumínio, ligas de magnésio ou outros;
- Estudar de forma mais extensiva a análise de sensibilidades de outras variáveis no ensaio de “flexão cilíndrica livre” quer numéricas quer do processo; por exemplo nas variáveis de processo estudar a influência do coeficiente de atrito.

Capítulo 6 - Referências e Bibliografia

Alves, J. L. (2003). Simulação numérica do processo de estampagem de chapas metálicas. Tese de Doutoramento, Universidade do Minho.

Banabic, D., Barlat, F., Cazacu, O. and Kuwabara, T., (2010). "Advances in anisotropy and formability." International Journal of Material Forming **Vol. 3**: 165-189.

Barlat, F., Becker, R. C., Hayashida, Y., Maeda, Y., Yanagawa, M., Chung, K., Brem, J. C., Lege, D. J., Matsui, K., Murtha, S. J., Hattor, S., (1997). "Yielding description for solution strengthened aluminium alloys." International Journal of Plasticity **Vol. 13**: 385-401.

Barlat, F., Lege, D. and Brem, J., (1991). "A six-component yield function for anisotropic materials." International Journal of Plasticity **Vol. 7**: 693-712.

Barlat, F., Lian, J., (1989). "Plastic behavior and stretchability of sheet metals. part i: A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions." International Journal of Plasticity **Vol. 5**: 51-66.

Barlat, F., Maeda, Y., Chung, K., Yanagawa, M., Brem, J. C., Hayashida, Y., Lege, D. J., Matsui, K., Murtha, S. J., Hattori, S., Becker, R. C., Makosey, S., (1997). "Yielding function development for aluminium alloys sheets." Journal of the Mechanics and Physics of Solids **Vol. 45**: 1727-1763.

Barlat, F., Yoon, J., Dick, R. E., Chung, K., Kang, T. J., (2004). "Plane stress yield function for aluminium alloy sheets." International Journal of Plasticity **Vol. 20**: 495-522.

Beausir, B., Toth, L.S., Qods, F., Neale, K.W, (2009). "Texture and Mechanical Behavior of Magnesium During Free-End Torsion." 131.

Bresciani, E., Zavaglia, C. A. C., Button, S. T., Gomes, E., Nery, F. A. C., (1997). Conformação Plástica dos Metais, UNICAMP.

Cazacu, O., Plunkett, B., Barlat, F., (2006). "Orthotropic yield criterion for hexagonal closed packed metals." International Journal of Plasticity **Vol. 22**: 1171-1194.

Cazacu, O. a. B., F., (2004). "A criterion for description of anisotropy and yield differential effects in pressure-insensitive metals." International Journal of Plasticity **Vol. 20**: 2027-2045.

Gavrus, A., Massoni, E., Chenot, J. L., (1996). "An inverse analysis using a finite element model for identification of rheological parameters." Journal of Materials Processing Technology: 447-454.

Grilo, T. J. (2011). Estudo de Modelos Constitutivos Anisotrópicos para Chapas Metálicas.

Habraken, A. M. (2004). Modelling the plastic anisotropy of metals. Archives of Computational Methods in Engineering. **Vol. 11**: 3-19.

Hill, R. (1948). "A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic materials." Proceedings: Mathematical, Physical and Engineering Science: 281-297.

Hill, R. (1979). "Theoretical plasticity of textured aggregates." Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society **Vol. 75**: 179-191.

Hill, R. (1990). "A user friendly theory of orthotropic plasticity in sheet metals." International Journal of Mechanical Science **Vol. 15**: 19-25.

Hill, R. (1993). "Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals." Journal of Mechanics and Physics of Solids **Vol. 38**: 405-417.

Hosford, W. F. (1993). "The Mechanics of Crystals and Textured Polycrystals." Oxford University Press: 248.

Jeong, H. T., Ha, T.K., (2007). "Texture development in a warm rolled AZ31 magnesium alloy." Journal of Materials Processing Technology **Vol. 187-188**: 559-561.

Johnson, G. R., Cook, W.H., (1983). A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Temperatures. 7th international Symposium on Ballistics, Hague, Netherlands.

Kaiser , K., Letzig, D., Bohlen ,J., Styczynski, A., Hartig, C., Kainer, K. U., (2003). "Anisotropic Properties of Magnesium Sheet AZ31." Material Science Forum **Vol. 419-422**: 315-320.

Khan, A. S., Pandey, Amit, Mishra, Raja K., (2011). "Mechanical response and texture evolution of AZ31 alloy at large strains for different strain rates and temperatures." International Journal of Plasticity **Vol. 27**: 688-706.

Kinzel, G. L. (2001). "A new model for springback prediction in which the baushinger effect is considered." International Journal of Mechanical Sciences **Vol. 43**: 1813-1832.

Kleiner, M., Geiger, M., Klaus., A., (2003). "Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming." CIRP Annals - Manufacturing Technology **Vol. 52**: 521-542.

Koike, J., Kobayashi, T., Mukai, T., Watanabe, H., Suzuki, M., Maruyama ,K., (2003). "The activity of non-basal slip systems and dynamic recovery at room temperature in finegrained AZ31B magnesium alloys." Acta Materialia: 2055-2065.

Levy, B. S. (1984). "Empirically derived equations for predicting springback in bending." Journal of Applied Metalworking **Vol. 3**: 135-141.

Lou, X. Y., Li, M., Boger, R.K., Agnew, S.R., Wagoner, R.H., (2007). "Hardening evolution of AZ31B Mg sheet." International Journal of Plasticity: 44-86.

Nan. N. Song, Seng. H. Wu, F. M. Andrade Pires, Abel D. Santos, (2013). Numerical simulation and experimental research on springback of AZ31 magnesium alloy. IDDRG 2013 - International Deep Drawing Research Group Conference. Zurich, Switzerland.

Numisheet (2002). Actas da 5th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes, Jeju Island, Corea do Sul.

Santos, A. D. (1993). Tool descriptions and contact strategies in Static Explicit FEM for Simulation of 3-D Sheet Forming Processes, University of Tokyo.

Santos, A. D., Duarte, José F., Rocha, António B., (2005). Tecnologia da Embutidura Princípios e Aplicações, INEGI.

Sheng. H. Wu, F. M. Andrade Pires, Abel D. Santos, A. Barata da Rocha, (2013). A primal closest point projection algorithm for Magnesium alloys. 1st International Conference of the International Journal of Structural Integrity. Faculty of Engineering of University of Porto, Portugal.

Sheng. H. Wu, Nan. N. Song, F. M. Andrade Pires, Abel D. Santos, A. Barata da Rocha, (2013). Material characterization of AZ31 alloy at different temperatures and strain rates. CMN 2013 - Congress on Numerical Methods in Engineering. Bilbao.

Sheng. H. Wu, Nan. N. Song, F. M. Andrade Pires, Abel D. Santos, A. Barata da Rocha, (2013). A new constitutive model for magnesium. IDDRG 2013 - International Deep Drawing Research Group Conference. Zurich, Switzerland.

Strano, M., Prete, Antonio Del, Mentella, Alessia, Primo, Teresa, (2008). Localized warming of sheet metal parts for the reduction of springback. Numisheet 2008. Interlaken, Suíça.

Styczynski, A., Hartig, C., Bohlen, J., Letzig, D., (2004). "Cold rolling textures in AZ31 wrought magnesium alloy." Scripta Materialia **50**(7): 943-947.

Taherizadeh, A., Ghaei, A., Green, D. E., Altenhof, J., (2009). "Finite element simulation of springback for a channel draw process with drawbead using different hardening models." International Journal of Mechanical Sciences **Vol. 51**: 314-325.

Teixeira, P. M. C. (2005). 'Benchmarks' Experimentais e Modelação Numérica por Elementos Finitos de Processos de Conformação Plástica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Vial C., H. W. F. e. C. R. M. (1983). "Yield loci of anisotropic sheet metals." International Journal of Mechanical Sciences **Vol. 25**: 899-915.

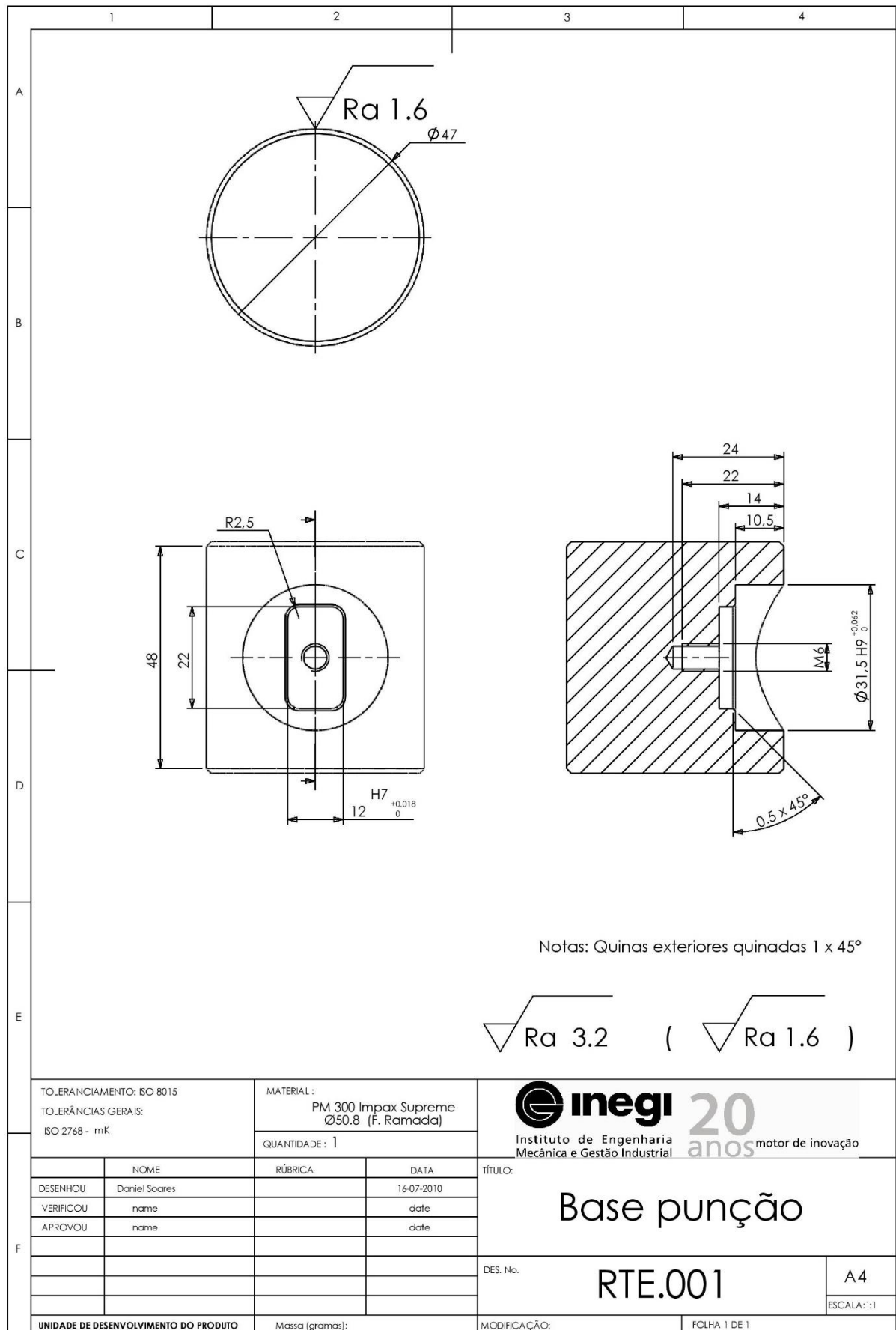
Wagoner, R. H., M. Li, (2007). "Simulation of springback: Through-thickness integration." International Journal of Plasticity **Vol. 23**: 345-360.

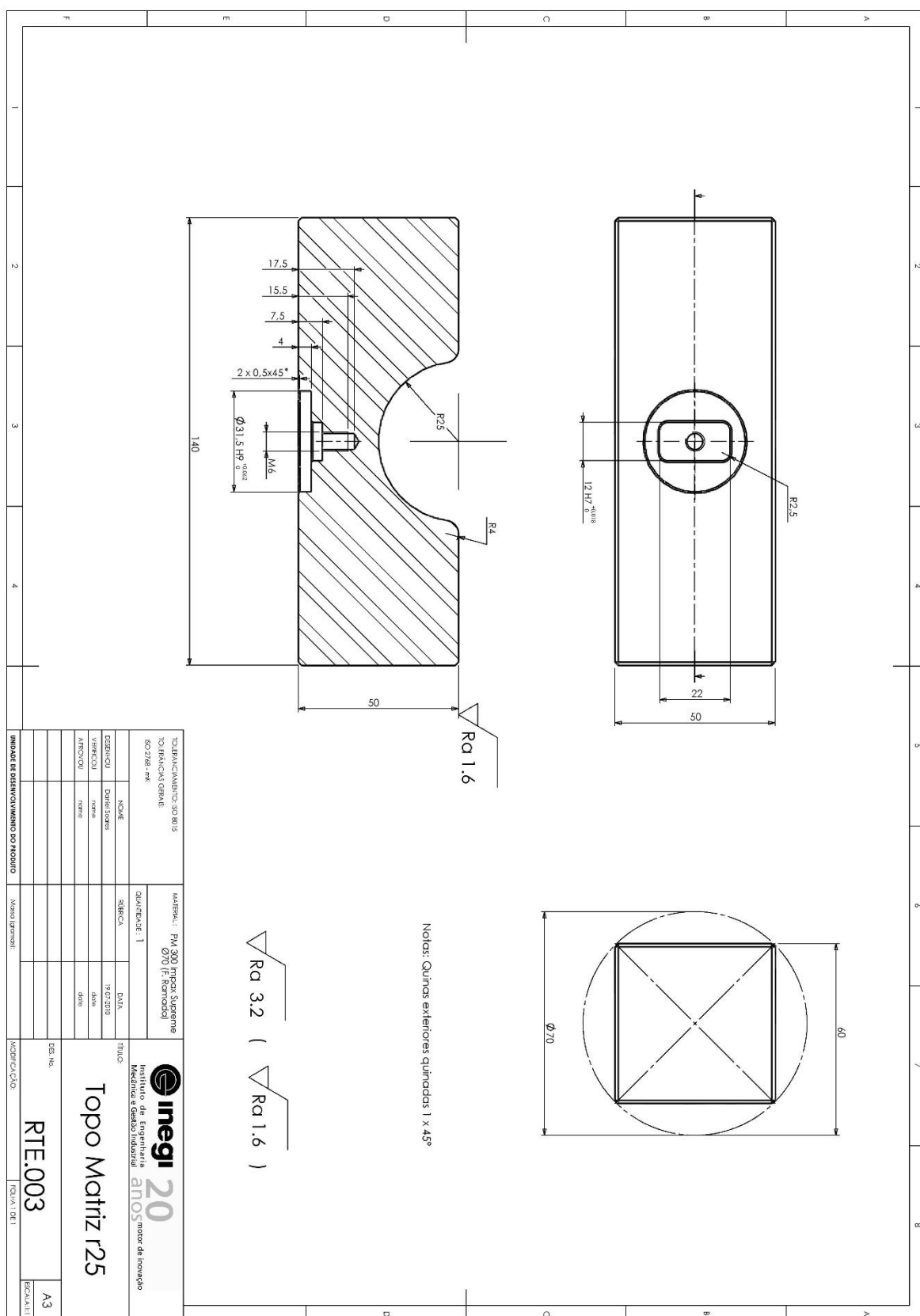
Wenner, M. L. (2005). Overview - simulation of sheet metal forming. Numisheet 2005: Proceedings of the 6th International Conference on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, AIP Conference Proceedings: 3-7.

Yang, Z., Li, J. P., Zhang, J.X., Lorimer, G.W. e Robson, J., (2008). "Review on research and development of magnesium alloys." Acta Metallurgy Sinica **Vol. 21**: 313-328.

ANEXOS

Anexo A Geometria das ferramentas do ensaio de flexão cilíndrica livre





Anexo B Valores da equação de Swift para os materiais DX51 e DX53

<i>DX51</i>		<i>DX53</i>	
Tensão [MPa]	Extensão	Tensão [MPa]	Extensão
320.2	0.00	171.6	0.00
336.3	0.01	203.5	0.01
350.0	0.02	225.4	0.02
362.1	0.03	242.5	0.03
372.9	0.04	256.7	0.04
382.7	0.05	268.9	0.05
391.7	0.06	279.8	0.06
400.0	0.07	289.6	0.07
407.7	0.08	298.5	0.08
414.9	0.09	306.7	0.09
421.8	0.10	314.4	0.10
474.9	0.20	371.6	0.20
512.7	0.30	411.1	0.30
542.6	0.40	442.0	0.40
567.6	0.50	467.7	0.50
589.2	0.60	490.0	0.60
608.3	0.70	509.7	0.70
625.5	0.80	527.4	0.80
641.2	0.90	543.6	0.90
655.6	1.00	558.6	1.00